

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE

Faculté de Génie

Département de Génie Civil

EFFET COUPLÉ DE LA FORMULATION ET DU  
MÛRISSEMENT SUR LES CARACTÉRISTIQUES DU  
BÉTON AUTOPLAÇANT À HAUTE PERFORMANCE  
DANS LES CONDITIONS ESTIVALES

Mémoire de maîtrise en sciences appliquées

Spécialité : génie civil

---

Antoine CHARBEL

Sherbrooke (Québec), Canada

Juillet 2008

VI-1879



Library and  
Archives Canada

Bibliothèque et  
Archives Canada

Published Heritage  
Branch

Direction du  
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

395, rue Wellington  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

*Your file    Votre référence*

*ISBN: 978-0-494-42943-3*

*Our file    Notre référence*

*ISBN: 978-0-494-42943-3*

#### NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

#### AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

---

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

# Résumé

L'utilisation de béton autoplaçant (BAP) à haute performance a eu récemment une forte progression dans les pays du Golfe Persique, où des grands projets sont en plein essor. La demande du marché prescrit une fluidité très élevée qui se maintient pendant le transport du BAP, et ceci dans des conditions climatiques chaudes. Une résistance élevée à jeune âge est exigée pour faciliter l'avancement des travaux. Le critère de durabilité est imposé afin de lutter contre la grande teneur en sulfate dans le sol et en chlore.

L'objectif de l'étude démarrée en été 2006 était d'évaluer la performance des différents BAP préparés avec trois différents types de liant (5% SF + 25% S, 5%SF + 50% S et 70% S), deux E/L (0,32 et 0,38) et deux types de SP (PCP et PNS). Deux températures de mûrissement ont été choisies, l'une chaude (35 °C) et l'autre conventionnelle (20 °C). Enfin, les échantillons ont été soumis à quatre modes de mûrissement humide de 1 à 13 jours, suivi par un mûrissement à l'air.

Les résultats ont montré que, la demande en SP augmente significativement avec la température du béton. La perte de maniabilité était gouvernée par la teneur en SP. La substitution du ciment par du laitier de 25% à 50%, n'a pas pénalisé la résistance à jeune âge dans les conditions chaudes où l'énergie d'activation augmente avec la teneur en laitier. L'élévation de la température a augmenté considérablement la résistance à jeune âge sans diminuer la résistance à 56 jours. Cette dernière, a augmenté remarquablement durant les deux premiers jours de cure humide (3C). Une cure humide prolongée au-delà de 3C a accru minablement la résistance à 56 jours et diminue à peine, la charge totale du KCl. L'utilisation de 5 % de la fumée de silice a abaissé la charge totale du KCl à 56 jours à 1000 Coulomb. L'effet du E/L sur la porosité était plus grand que celui de la

---

durée de cure humide.

**Mots-Clés** : béton autoplaçant, rhéologie, maniabilité, superplastifiant, béton à temps chaud, énergie d'activation, perméabilité aux ions chlorures, porosité aux mer-cures.



# Remerciements

Je tiens d'abord à exprimer ma profonde gratitude à mon directeur de maîtrise, professeur **Kamal H. Khayat**. Je le remercie d'avoir accepté d'encadrer mes travaux de recherches et de m'avoir confié ce sujet de recherche intéressant. J'ai pu bénéficier de ses grandes compétences et de son expérience dans le domaine du béton. Son soutien et ses conseils m'ont permis de mener à bien ce travail.

Mes remerciements s'adressent à tous les membres de mon jury, professeur **Carmel Jolicoeur** et Docteur **Marwan Al Kazzaz** qui ont accepté d'évaluer avec grâce cette mémoire.

Je tiens aussi à remercier les membres de laboratoire du groupe de recherche sur le liant et le béton de l'Université de Sherbrooke (**Ghislaine, Rajko, Denis, Claude et Jean-Yves**). Un grand merci aux assistants de recherche (**Ammar et Olivier**) et aux stagiaires postdoctoraux (**Tahir, Peter et Soo-Duck**) pour les discussions fructueuses. Mes remerciements vont également à **Gilles et Christine** pour leur aide précieux et à toute l'équipe de béton pour la bonne ambiance dans le département.

Je remercie de tout mon cœur **mes parents, mes frères, ma sœur** et mon cher ami **Joseph** pour leur soutien durant ces années d'études. Enfin, j'adresse un merci tout spécial à mon épouse **Christine** qui m'a inspiré et encouragé.



# Table des matières

<b>1</b>	<b>Introduction</b>	<b>2</b>
<b>2</b>	<b>Objectifs et bibliographie</b>	<b>4</b>
2.1	Introduction . . . . .	4
2.2	Objectifs de l'étude . . . . .	5
2.3	La Rhéologie du béton . . . . .	6
2.3.1	Fluides Newtoniens . . . . .	7
2.3.2	Fluides non Newtoniens . . . . .	7
2.3.2.1	Fluides Binghamiens . . . . .	8
2.3.2.2	Les fluides pseudo-plastiques . . . . .	9
2.3.2.3	Les fluides dilatants . . . . .	9
2.3.2.4	Modèle de Herschel-Bulkley . . . . .	11
2.4	Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton . . . . .	12
2.4.1	Effet de la teneur en eau . . . . .	12
2.4.2	Effet de l'air entraîné . . . . .	12
2.4.3	Effet de superplastifiant . . . . .	12
2.4.4	Effet des ajouts cimentaires - compacité du liant . . . . .	13



---

## TABLE DES MATIÈRES

---

2.4.5	Effet du type du ciment . . . . .	17
2.4.6	Effet de la température . . . . .	17
2.4.6.1	Effet sur le seuil de cisaillement . . . . .	17
2.4.6.2	Effet sur la viscosité . . . . .	23
2.5	Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression	28
2.5.1	Le concept de la maturité . . . . .	29
2.5.2	Définition de l'âge équivalent . . . . .	31
2.5.3	Caractérisation de l'énergie d'activation . . . . .	33
2.5.4	Facteurs influençant l'énergie d'activation . . . . .	34
2.5.4.1	Influence du type de ciment . . . . .	34
2.5.4.2	Influence du rapport E/C . . . . .	35
2.5.4.3	Influence des ajouts minéraux . . . . .	35
2.5.4.4	Influence des superplastifiants . . . . .	37
2.5.5	Effet de la durée de mûrissement sur le gain de la résistance à la compression du BHP . . . . .	38
2.5.6	Effet de la température du béton plastique et de la température de mûrissement sur le gain de la résistance du BHP . . . . .	39
2.6	Les propriétés de transport . . . . .	42
2.6.1	La perméabilité et la diffusivité . . . . .	42
2.6.2	Facteurs influençant les propriétés de transport . . . . .	47
2.6.2.1	Effet du E/L . . . . .	47
2.6.2.2	Effet de la durée de cure humide . . . . .	49
2.6.2.3	Effet du laitier . . . . .	49

2.6.2.4	Effet de la fumée de silice . . . . .	52
2.6.2.5	Effet de la température . . . . .	53
2.7	Conclusions et originalité de l'étude . . . . .	55
<b>3</b>	<b>Plan expérimental, matériaux et méthodes</b>	<b>57</b>
3.1	Introduction . . . . .	57
3.2	Présentation du plan expérimental . . . . .	58
3.2.1	Plan expérimental . . . . .	58
3.2.2	Paramètres d'étude et objectifs . . . . .	60
3.2.2.1	Type de liant . . . . .	60
3.2.2.2	Rapport E/L . . . . .	61
3.2.2.3	Type de superplastifiant . . . . .	61
3.2.2.4	Mode de cure . . . . .	62
3.3	Nature des constituants et formulation des BAP . . . . .	63
3.3.1	Nature des constituants . . . . .	63
3.3.2	Formulation des BAP . . . . .	67
3.4	Séquence de malaxage . . . . .	70
3.5	Protocole et séquence d'essais . . . . .	70
3.5.1	Séquence d'essais . . . . .	70
3.5.2	Protocole d'essai . . . . .	71
3.6	Conclusions . . . . .	76
<b>4</b>	<b>Effet combiné du E/L, SP, liant et température sur la rhéologie du BAP</b>	<b>77</b>

4.1	Introduction . . . . .	77
4.2	Demande en superplastifiant . . . . .	78
4.3	Perte d'étalement . . . . .	79
4.4	Évolution du seuil de cisaillement dans le temps . . . . .	81
4.5	Effet de la température sur la viscosité initiale et sa Variation dans le temps	84
4.6	Indice « <i>Passing ability</i> » ( $h_2/h_1$ ) en fonction du couple seuil de cisaillement- viscosité plastique et de la viscosité apparente. . . . .	88
4.7	Conclusions . . . . .	91
<b>5</b>	<b>Effet du liant-température sur la résistance à jeune âge du BHP</b>	<b>93</b>
5.1	Introduction . . . . .	93
5.2	Effet de superplastifiant sur la résistance à jeune âge . . . . .	94
5.3	Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge . .	95
5.3.1	Effet de la température - type du liant sur le développement de la résistance à la compression à jeune âge . . . . .	97
5.3.1.1	Calcul de l'énergie d'activation $E_{a1}$ et $E_{a2}$ des deux liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S respectivement .	99
5.3.1.2	Calcule du temps équivalent $t_{e20(1)}$ et $t_{e20(2)}$ pour les deux liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S respective- ment à l'âge réel de trois jours . . . . .	112
5.4	Conclusions . . . . .	113
<b>6</b>	<b>Effet de la formulation et de la cure sur les propriétés mécaniques et de transport sur le BAP à haute performance</b>	<b>115</b>
6.1	Introduction . . . . .	115

## TABLE DES MATIÈRES

---

6.2	Effet du type de SP sur la résistance à la compression à 56 jours . . . . .	116
6.3	Effet de la température sur le développement de la résistance à la compression à 56 jours . . . . .	118
6.4	Effet de la durée du cure humide sur la résistance à la compression à 56 jours . . . . .	122
6.5	Effet de la durée de cure humide et du liant sur la perméabilité aux ions chlorures (KCl) . . . . .	123
6.6	Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores . .	126
6.7	Conclusions . . . . .	136
<b>Conclusions</b>		<b>138</b>
<b>Bibliographie</b>		<b>149</b>

# Table des figures

2.1	Rhéogramme des fluides newtonien . . . . .	8
2.2	Rhéogramme d'un corps de Bingham . . . . .	9
2.3	Rhéogramme des fluides pseudo-plastique . . . . .	10
2.4	Rhéogramme des fluides dilatants . . . . .	10
2.5	Modèle Herschel-Bulkely . . . . .	11
2.6	Particules de ciment dans une structure floculée, Kreijger [1980] . . . . .	13
2.7	(a) Représentation schématique de l'adsorption d'un polymère à la surface d'une particule (b) Représentation schématique de la répulsion électrosta- tique entre deux particules (c) Représentation schématique de phénomène de répulsion stérique, Jolicoeur <i>et coll.</i> [1994] . . . . .	14
2.8	Effet Filler de la fumée de silice (d'après Bache), Aïteim [2001c] . . . . .	16
2.9	Présentation schématique de l'adsorption des molécules de superplasti- fiant sur les grains de ciment, Wallevik [2003] . . . . .	21
2.10	Évolution du seuil de cisaillement en fonction du temps pour différentes températures de micro-mortier, Petit <i>et coll.</i> [2006] . . . . .	22
2.11	Variation du seuil de cisaillement et de la conductivité électrique en fonc- tion du temps normalisé ( $t/t_f$ ) pour un mortier préparé avec un PNS à différentes températures, Petit <i>et coll.</i> [2006] . . . . .	22

2.12	Influence de la température sur le seuil de cisaillement pour différents types de mortiers, pour CEM I 32,5 (a) SNF3 1% E/C = 0,5 (b) SNF3 2% E/C = 0,5 (c) SNF3 2,5% E/C = 0,4, Golaszewski et Szwabowski [2004]	24
2.13	Influence de la température sur le seuil de cisaillement pour différents types de mortiers (a) PCI 1% E/C = 0,5 CEM I 32,5 (b) PCI 2% E/C = 0,5 CEM I 32,5 (c) PCI 2,5% E/C = 0,4 CEM I 32,5 (d) PCI 2,5% E/C = 0,4 CEM III/A 32,5, Golaszewski et Szwabowski [2004]	25
2.14	Influence de la température sur la viscosité plastique pour différents types de mortier, pour CEM I 32,5 (a)SNF3 1% E/C = 0,5 (b) SNF3 2% E/C = 0,5 (c) SNF3 SNF3 2,5% E/C = 0,4, Golaszewski et Szwabowski [2004]	27
2.15	Influence de la température sur la viscosité plastique pour différents types de mortier, pour CEM I 32,5 (a) PCI 1% E/C = 0,5 (b) PCI 2% E/C = 0,5 (c) PCI 2,5% E/C = 0,4, Golaszewski et Szwabowski [2004]	27
2.16	Évolution de la viscosité en fonction du temps normalisé à différentes températures, Petit [2005]	28
2.17	Évolution du degré d'hydratation d'un ciment Portland pour différentes températures de mûrissement isotherme, Regourd et Gautier [1980]	30
2.18	Évolution de la résistance à la compression en fonction de l'âge équivalent $t_{e20}$ (courbe de référence)	32
2.19	Variation de la vitesse d'hydratation en fonction de la température, calcul empirique de l'énergie d'activation	34
2.20	Variation de l'énergie d'activation en fonction de la teneur en laitier, Barnett <i>et coll.</i> [2006]	36
2.21	Variation de l'énergie d'activation initiale en fonction du rapport E/L pour différents teneurs en cendre volante, Han <i>et coll.</i> [2003]	37

## TABLE DES FIGURES

2.22 Valeurs de l'énergie d'activation pour des bétons avec et sans adjuvants, Wirquin <i>et coll.</i> [2002] . . . . .	38
2.23 Effet de la température du mûrissement sur la résistance à la compression du béton (%), Tan et Gjorv [1996] . . . . .	40
2.24 Développement de la résistance à la compression du BHP avec ciment seul (PC) sous différents modes de cure, Mak et Torii [1995] . . . . .	41
2.25 Développement de la résistance à la compression du BHP avec la fumée de silice (SF) sous différents modes de cure, Mak et Torii [1995] . . . . .	42
2.26 Écoulement dans un pore sous l'effet d'un gradient hydraulique, Buil et Ollivier [1996] . . . . .	43
2.27 Distribution volumétrique des pores . . . . .	45
2.28 Représentation schématique d'un solide poreux, Buil et Ollivier [1996] . .	46
2.29 Schéma de la cellule de perméabilité aux ions chlorures . . . . .	47
2.30 Influence de la durée de cure humide sur la perméabilité de bétons réalisés avec diverses catégories de ciments : A=CPA, B=CPJ à 30 % de cendres volantes et C=CHF à 55 % de laitier Pomeroy [1987] . . . . .	50
2.31 Influence de l'addition de laitier sur l'évolution de la structure porosimétrique des pâtes au cours du temps, Feldman [1983] . . . . .	52
2.32 Courbes de fréquence porosimétrique de pâtes de ciment : influence des fumées de silice en présence de fluidifiant, Feldman et Huang [1985] . . .	54
3.1 Présentation du programme expérimental (a) Phase 1 (b) Phase 2 . . . .	59
3.2 Différents modes de cure . . . . .	62
3.3 Courbe granulométrique du ciment utilisé . . . . .	63
3.4 Courbe granulométrique des granulats 5-14 mm . . . . .	66

---

**TABLE DES FIGURES**

---

3.5	Courbe granulométrique des granulats 5-10 mm . . . . .	67
3.6	L'essai étalement (Auburn) . . . . .	72
3.7	L'essai J-Ring (Concrete) . . . . .	73
3.8	L'essai L-Box (Auburn) . . . . .	74
3.9	Rhéogramme type pour calculer g et h . . . . .	75
3.10	Rhéomètre modifié de type Tattersall MKIII . . . . .	75
4.1	Demande en SP pour avoir un étalement initial de $720 \pm 30$ mm pour les mélanges de la phase chaude. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la demande en PNS par rapport à celle en PCP . . . . .	78
4.2	Demande en PCP pour avoir un étalement initial de $720 \pm 30$ mm en fonction de la température, du E/L et du liant. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la demande en PCP dans les conditions chaudes par rapport à celle dans les conditions conventionnelles . . . . .	79
4.3	Effet du type de SP et du E/L sur la perte d'étalement (mm et %) après 70 min dans les conditions chaudes. La valeur entre parenthèses présente la demande en SP correspondante . . . . .	80
4.4	Effet de la température du béton sur la perte d'étalement (mm et %) après 70 min des mélanges avec PCP. La valeur entre parenthèses présente la demande en SP correspondante . . . . .	81
4.5	Relation entre le seuil de cisaillement et l'étalement des différents mélanges	82
4.6	Seuil de cisaillement g (N.m) des mélanges avec PCP dans les conditions chaudes . . . . .	83
4.7	Seuil de cisaillement g (N.m) des mélanges avec PNS dans les conditions chaudes . . . . .	83



---

**TABLE DES FIGURES**

---

4.8	Seuil de cisaillement $g$ (N.m) des mélanges avec PCP dans les conditions conventionnelles . . . . .	84
4.9	Augmentation du seuil de cisaillement (%) après 70 min des mélanges avec PCP en fonction de la température . . . . .	85
4.10	Augmentation du seuil de cisaillement (%) après 70 min en fonction de SP dans les conditions chaudes . . . . .	85
4.11	Viscosité initiale à 20 min (N.m.s) en fonction de la température des mélanges avec PCP . . . . .	86
4.12	Viscosité à 20 et 90 min des mélanges avec PCP dans les conditions conventionnelles. Les flèches désignent la variation (%) de la viscosité à 90 min par rapport à celle à 20 min . . . . .	87
4.13	Viscosité à 20 et 90 min des mélanges avec PCP dans les conditions chaudes. Les flèches désignent la variation (%) de la viscosité à 90 min par rapport à celle à 20 min . . . . .	88
4.14	Indice « <i>Passing ability</i> » ( $h_2/h_1$ ) en fonction du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique . . . . .	89
4.15	Indice « <i>Passing ability</i> » ( $h_2/h_1$ ) en fonction de l'étalement et de la viscosité plastique . . . . .	90
5.1	Résistance à la compression à 24 heures en fonction du type de SP dans les conditions chaudes. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance à 24 heures des mélanges avec PCP par rapport à celle de mélanges avec PNS . . . . .	95
5.2	Effet de la température sur la résistance à la compression à 24 heures des mélanges avec PCP. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance des mélanges chaudes par rapport à celle des mélanges conventionnels	96

5.3	Effet de la température sur la résistance à la compression à 3 jours des mélanges avec PCP. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance des mélanges chaudes par rapport à celle des mélanges conventionnels	96
5.4	Effet de la température - type de liant sur le développement de la résistance à jeune âge des mélanges de E/L de 0,32 et avec PCP . . . . .	98
5.5	Effet de la température - type de liant sur le développement de la résistance à jeune âge des mélanges de E/L de 0,38 et avec PCP . . . . .	98
5.6	Variation de la température en fonction du temps au milieu du cylindre muris dans les conditions conventionnelles pour les deux mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP . . . . .	99
5.7	Variation de la température en fonction du temps au milieu du cylindre muris dans les conditions chaudes pour les deux mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP . . . . .	100
5.8	Estimation de la résistance à la compression à l'infini du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	106
5.9	Estimation de la résistance à la compression à l'infini du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	107
5.10	Valeur de K du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	110
5.11	Valeur de K du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	110
5.12	Courbe de tendance de $\ln(K)$ en fonction de $1/\text{température de mûrissement}$ , des mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP . . . . .	111

6.1	Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement SC dans les conditions chaudes. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS . . . . .	116
6.2	Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 3C dans les conditions chaudes. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS . . . . .	117
6.3	Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 7C dans les conditions chaudes. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS . . . . .	117
6.4	Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 14C dans les conditions chaudes. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS . . . . .	118
6.5	Développement de la résistance à la compression en fonction de la température, du type du liant et du mode du cure des mélanges de E/L de 0,32 et avec PCP . . . . .	119
6.6	Développement de la résistance à la compression en fonction de la température, du type du liant et du mode du cure des mélanges de E/L de 0,38 et avec PCP . . . . .	119
6.7	Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement SC des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles . . . . .	120

6.8	Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 3C des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles . . . . .	120
6.9	Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 7C des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles . . . . .	121
6.10	Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 14C des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles . . . . .	121
6.11	Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	123
6.12	Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,32 avec PNS et dans les conditions chaudes . . . . .	124
6.13	Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	124
6.14	Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,38 avec PNS et dans les conditions chaudes . . . . .	125

6.15	Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions conventionnelles . . . . .	125
6.16	Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions conventionnelles . . . . .	126
6.17	Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . .	127
6.18	Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . .	127
6.19	Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,32 avec PNS et dans les conditions chaudes . . . .	128
6.20	Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,38 avec PNS et dans les conditions chaudes . . . .	128
6.21	Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions conventionnelles	129
6.22	Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions conventionnelles	129

## TABLE DES FIGURES

---

6.23	Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S, de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	130
6.24	Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S, de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	131
6.25	Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S, de E/L de 0,38 avec PNS et dans les conditions chaudes . . . . .	131
6.26	Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 50 % S, de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	132
6.27	Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 50 % S, de E/L de 0,32 avec PNS et dans les conditions chaudes . . . . .	132
6.28	Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 50 % S, de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	133
6.29	Effet du E/L et de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	133
6.30	Effet du liant et de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	134

## TABLE DES FIGURES

---

6.31 Effet du liant et de la durée de cure humide sur le volume des pores de diamètre inférieur à 50 nm à 56 jours des mélanges du E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes . . . . .	135
--	-----

# Liste des tableaux

2.1	Comparaison de la taille des particules de la fumée de silice avec les autres grains de constituant du béton, Holland [2005] . . . . .	15
2.2	Masse volumique de l'eau et de l'air à différentes températures Wikipedia [2008] et Lide [1990] . . . . .	18
2.3	Viscosité dynamique de l'eau à différentes températures Wikipedia . . . . .	24
2.4	Influence de la température sur le temps de prise des ciments Chanvillard et Laplante [1999] . . . . .	29
2.5	La perméabilité aux ions chlorure, ASTM-C1202-97 . . . . .	47
3.1	Analyse chimique et composition du ciment GU . . . . .	64
3.2	Distribution granulométrique du sable . . . . .	65
3.3	Distribution granulométrique des gros granulats . . . . .	66
3.4	Dosage des mélanges de la phase 1 . . . . .	68
3.5	Dosage des mélanges de la phase 2 . . . . .	69
3.6	Essais à l'état durci . . . . .	71
5.1	Résistance à 1 et 3 jours (MPa) des mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP pour mûrissements chaud et conventionnel . . . . .	97



5.2	Composition des mélanges des liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	100
5.3	Résistance à la compression à l'échéance requis du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C. Les chiffres entre parenthèses désignent l'écart type . . . . .	102
5.4	Résistance à la compression à l'échéance requis du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C. Les chiffres entre parenthèses désignent l'écart type . . . . .	103
5.5	1/Résistance à la compression en fonction du 1/Temps pour les 4 dernières mesures du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP . . . . .	104
5.6	1/Résistance à la compression en fonction du 1/Temps pour les 4 dernières mesures du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP . . . . .	105
5.7	Valeurs de $A = f'_c / (f'_{\infty} - f'_c)$ pour les 4 premières échéances du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	108
5.8	Valeurs de $A = f'_c / (f'_{\infty} - f'_c)$ pour les 4 premières échéances du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C . . . . .	109
5.9	Valeur de $\ln(K)$ des mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isotherme de 20, 30 et 40 °C	109
6.1	Demande en SP ( $l/m^3$ ) en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant . . . . .	139
6.2	Perte d'étalement (%) en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant . . . . .	139

6.3	Augmentation (%) du seuil de cisaillement après 70 min en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant	140
6.4	Viscosité initiale (N.m.s) à 20 min des mélanges avec PCP en fonction du E/L et de la température du béton selon le type de liant . . . . .	140
6.5	Variation de la viscosité (%) après 70 min des mélanges avec PCP en fonction du E/L et de la température du béton selon le type de liant . .	140
6.6	Résistance à la compression (MPa) à 24 heures en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant . . . . .	141
6.7	Résistance à la compression (MPa) à 56 jours pour différents modes de cure en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant . . . . .	143
6.8	Augmentation de la résistance à la compression (%) à 56 jours pour la cure 14C par rapport à SC en fonction du type de liant, du type de SP et de la température du béton selon E/L . . . . .	143
6.9	Charge totale (Coulomb) à 56 jours pour différents modes de cure en fonction du type de liant, du type de SP et de la température du béton selon le E/L . . . . .	144



# Chapitre 1

## Introduction

Le béton autoplaçant (BAP) est un béton qui peut être mise en place uniquement sous l'action de la gravité, sans besoin de vibration externe. Il est caractérisé par une grande déformabilité et une bonne stabilité dynamique et statique. La formulation du BAP est différente de celle du béton conventionnel par exemple Ozawa *et coll.* [1989] ont proposé une approche de formulation du BAP qui tient compte des points suivants :

- *limitation du volume de gros granulats*, afin d'augmenter la déformabilité du béton. En effet, une augmentation du volume de la pâte par rapport au volume de gros granulats, engendre une diminution de la friction inter-particulaire entre les grains solides, ainsi que le seuil de cisaillement. De plus, cette augmentation du volume de la pâte, qui servira comme un lubrifiant entre les gravillons, prévient la formation de voûtes de gros granulats, susceptibles de bloquer l'écoulement du béton, surtout dans les milieux fortement ferraillés (Turcry [2004]) ;
- *diminution du rapport eau sur liant ( $E/L$ )*, pour augmenter la viscosité et assurer une bonne stabilité du mélange.
- *et bien évidemment utilisation d'un superplastifiant (SP)* pour augmenter la fluidité du mélange. La dispersion des grains du ciment diminue les forces d'attraction entre eux et libère la partie d'eau piégée entre les grains ;

---

En outre, un faible rapport E/L (inférieur à 0,4) a des effets bénéfiques sur la résistance à la compression à jeune âge, à long terme et à la durabilité du béton, d'où le BAP à haute performance.

Par ailleurs, la température élevée influence les propriétés du BAP à haute performance à l'état frais ainsi qu'à l'état durci. En effet, l'augmentation de la température influence la teneur initiale de l'eau de gâchage et l'efficacité de SP ainsi que le comportement rhéologique du mélange. Elle a aussi des effets sur la cinétique d'hydratation, sur le développement de la résistance mécanique et sur les propriétés de transport ainsi que, la durabilité du béton.

La présente étude évalue l'effet de la température sur le BAP à haute performance subi des différents modes de cure. Elle comporte les étapes suivantes :

- demande en SP et maniabilité (comportement rhéologique et stabilité) en fonction de la température du béton frais, du rapport E/L et du type de liant et de SP correspondant ;
- résistance à jeune âge en fonction de la température du béton frais et du mûrissement à jeune âge ainsi que, du type de liant ;
- résistance à long terme et propriétés de transports, en fonction des types de liant et de SP, du rapport E/L, du mode de cure humide, et de la température de mûrissement.

L'étude bibliographique réalisée sera présentée dans le chapitre 2 ainsi que les objectifs principaux de l'étude. Le plan expérimental, le choix des matériaux, les phases de l'étude et les essais élaborés seront traités dans le chapitre 3. Les chapitres 4, 5 et 6 comprennent la présentation et l'analyse des résultats concernant respectivement la rhéologie, la résistance à jeune âge et la résistance à long et les propriétés de transports. À la fin, une synthèse qualitative et quantitative des résultats obtenus sera élaborée dans les conclusions avec des perspectives de recherche.

# Chapitre 2

## Objectifs et bibliographie

### 2.1 Introduction

Le BAP est caractérisé par une grande déformabilité (faible seuil de cisaillement) et une bonne stabilité dynamique et statique (viscosité modérée). Un BAP nécessite un volume de pâte et une teneur en superplastifiant (agent de viscosité éventuel) relativement élevés par rapport à ceux d'un béton conventionnel. Par conséquent, l'effet de la température peut être plus grand sur les BAP que sur le béton conventionnel, étant donnée que, la température influence la pâte (réactions chimiques) plus que les granulats.

Les réactions chimiques d'hydratation qui se produisent au sein du béton lors du contact eau-ciment sont des réactions thermoactives. L'influence de la température sur les propriétés du béton en général et sur les propriétés du BAP en particulier, tant à l'état frais qu'à l'état durci a été étudiée.

La première partie de l'étude bibliographique comprend la rhéologie du BAP et les facteurs qui l'influencent. Elle décrit les différents comportements rhéologiques et l'influence de chaque constituant du béton et de la température sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique.

La deuxième partie présente l'effet du type de liant et de la température du mûrissement sur la résistance à jeune âge. Elle aborde la notion de l'énergie d'activation ( $E_a$ ) utilisée dans la formule d'Arrhenius, la méthode de calcul de la valeur de  $E_a$  selon l'ASTM-C1074-04 et les facteurs qui l'influencent. Elle décrit aussi le calcul de la résistance à jeune âge par le concept de la maturité à partir de l'âge équivalent et de la courbe de référence.

La dernière partie prend en détail la description des deux paramètres principaux qui affecte la durabilité : la perméabilité et la diffusivité. La première est liée au déplacement du fluide sous la pression tandis que, la deuxième est liée au déplacement des ions sous le gradient de concentration. Elle traite aussi l'influence du rapport E/L, des ajouts cimentaires, de la cure humide et de la température du mûrissement sur la perméabilité et la diffusivité.

## 2.2 Objectifs de l'étude

Les objectifs de la présente étude sont les suivants :

- développer des BAP à haute performance dans des climats chauds, ayant une résistance à la compression à 56 jours de 60 et 80 *MPa* et une faible perméabilité aux ions chlorures,
- étudier la variation des propriétés rhéologiques du BAP dans le temps à une température ambiante ( $T_a$ ) élevée ( $35 \pm 2$  °C). La température initiale (t à 20 *min*) du béton frais ( $T_b$ ) sera fixée pour que la température du béton lors de la mise en place (t à 90 *min*) ne dépasse pas 32 °C, limite exigée dans le cas de bétonnage à temps chauds,
- évaluer la performance des deux types de SP (polycarboxylates et polynaphtalène sulfonâtes) en fonction du rapport E/L et de type de liant, dans les conditions chaudes ( $T = 35$  °C) et dans les conditions conventionnelles ( $T = 20$  °C),
- évaluer la performance du béton frais et durci formulé avec différents types de

SP et de matériaux cimentaires (laitier et fumée de silice). Les types et les dosages en SP seront adéquatement sélectionnés afin d'arriver à des mélanges ayant des grandes déformabilités, bonnes stabilités et un bon maintien de la fluidité pendant 90 *min*,

- évaluer l'effet de la température sur le développement de la résistance à jeune âge en fonction du type de liant (calcul de l'énergie d'activation),
- évaluer l'effet du rapport E/L, de la durée et de la température de cure humide pendant le mûrissement du béton sur les propriétés mécaniques et les propriétés de transport.

## 2.3 La Rhéologie du béton

La rhéologie est la science des déformations et de l'écoulement de la matière. On dit qu'un élément est en écoulement si le degré de déformation change en fonction du temps (Khayat [1992]). En appliquant un système de forces sur un volume de matière, la rhéologie décrit la manière dont ce volume se déforme. Le comportement rhéologique présente la maniabilité du BAP. Les paramètres rhéologiques : le seuil de cisaillement ( $\tau_0$ ) et la viscosité plastique ( $\eta$ ) sont déterminés suite à une essai rhéologique à l'aide d'un rhéomètre à béton.

Par définition, le seuil de cisaillement est la force de cisaillement nécessaire pour rompre les forces de liaison inter-granulaires entre les grains des différents constituants du béton afin d'amorcer son écoulement. En effet, le seuil de cisaillement est grandement influencé par le degré de floculation des grains de ciment et des micro-fines (Khayat [1992]). La floculation des particules solides augmente les frictions intergranulaires et les contacts solides-solides. De plus, la floculation des grains piège une quantité d'eau et diminue ainsi l'effet fluidifiant des particules.

La facilité et la vitesse de l'écoulement ainsi que la manière dont il s'écoule sont contrôlées par une résistance intérieure qui affecte la cohésion et la plasticité du béton.



Cette résistance est connue sous le nom de viscosité plastique. Plus la concentration des particules solides est grande, plus la surface spécifique est importante, ce qui se traduit par des forces d'attraction de *van der Waal* plus élevées. La viscosité plastique dépend de la force intermoléculaire qui empêche le déplacement des particules les unes par rapport aux autres et rend l'écoulement plus difficile (Khayat [1992]).

Par ailleurs, les fluides peuvent être classés selon leurs comportements rhéologiques suivants : les fluides Newtoniens et les fluides non Newtoniens

### 2.3.1 Fluides Newtoniens

Un fluide Newtonien est un fluide qui s'écoule dès qu'une force est appliquée et sa viscosité est indépendante de la force appliquée. Le modèle rhéologique des corps Newtoniens est donné par la relation suivante (Couarraze et Grossiord [2000]) :

$$\tau = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (2.1)$$

où :

$\tau$  : est la contrainte de cisaillement ( $Pa$ ) ;

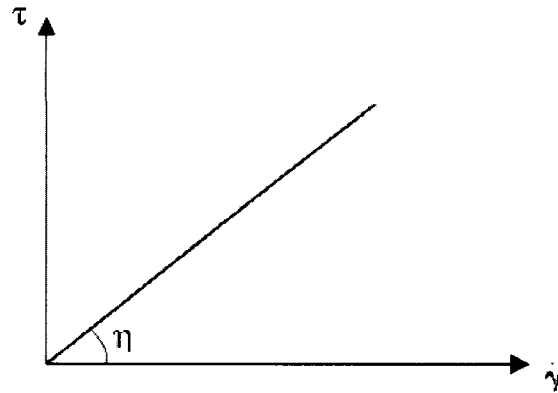
$\eta$  : est la viscosité plastique ( $Pa.s$ ) ;

$\dot{\gamma}$  : est le taux de cisaillement ( $s^{-1}$ ).

Le rhéogramme des fluides newtonien est illustré sur la figure suivante (figure 2.1) :

### 2.3.2 Fluides non Newtoniens

Un fluide non Newtonien est un fluide dont la viscosité dépend de la force qui lui est appliquée. Parmi les différents types des fluides non Newtoniens, on distingue les quatre types suivants :



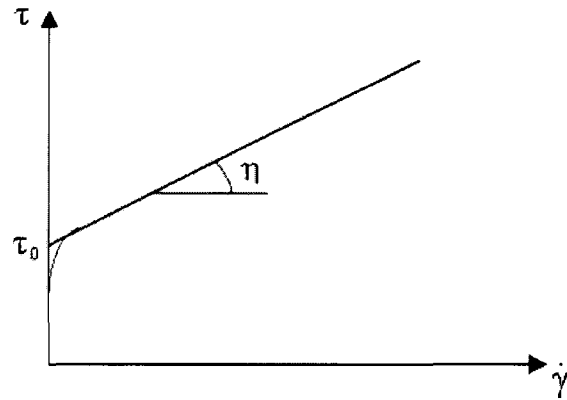
**Fig. 2.1** – *Rhéogramme des fluides newtonien*

### 2.3.2.1 Fluides Binghamiens

Une force minimale doit être appliquée à ce genre de fluide afin d'amorcer son écoulement. La contrainte tangentielle correspondante à cette force est appelée le seuil de cisaillement ou le seuil d'écoulement ( $\tau_0$ ). Pour une contrainte de cisaillement ( $\tau$ ) inférieure au seuil de cisaillement ( $\tau_0$ ), le matériel se comporte comme un solide. Par contre, pour une contrainte de cisaillement  $\tau \geq \tau_0$ , son comportement se ressemble à celui d'un fluide Newtonien (en supposant une extrapolation de la droite du rhéogramme à l'axe des contraintes) (figure 2.2).

En pratique, il est difficile de mesurer expérimentalement le seuil de cisaillement ( $\tau_0$ ) par un rhéomètre à béton. En effet, la valeur de ( $\tau_0$ ) sera déterminée par extrapolation de la droite du rhéogramme pour estimer la contrainte de cisaillement correspondant à un taux de cisaillement nul. Le modèle de Bingham est donné par l'équation 2.2 :

$$\tau = \tau_0 + \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (2.2)$$



**Fig. 2.2** – *Rhéogramme d'un corps de Bingham*

### 2.3.2.2 Les fluides pseudo-plastiques

Un fluide pseudo-plastique est un fluide, qui s'écoule dès qu'une force est appliquée sur lui, mais sa viscosité diminue en augmentant la contrainte de cisaillement. L'équation du rhéogramme a la forme suivante :

$$\tau = \kappa' \cdot (\dot{\gamma})^{\eta'} \quad (2.3)$$

où :

$\kappa'$  : indice de consistance

$\eta'$  : indice d'écoulement, (figure 2.3).

### 2.3.2.3 Les fluides dilatants

Contrairement aux fluides pseudo-plastiques, la viscosité des fluides dilatants augmente avec la contrainte de cisaillement (figure 2.4).

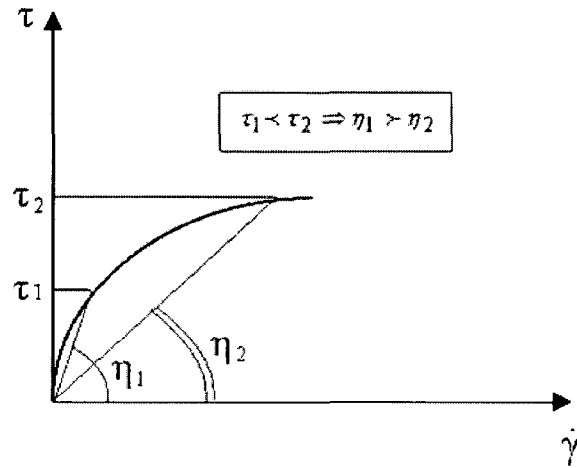


Fig. 2.3 – Rhéogramme des fluides pseudo-plastique

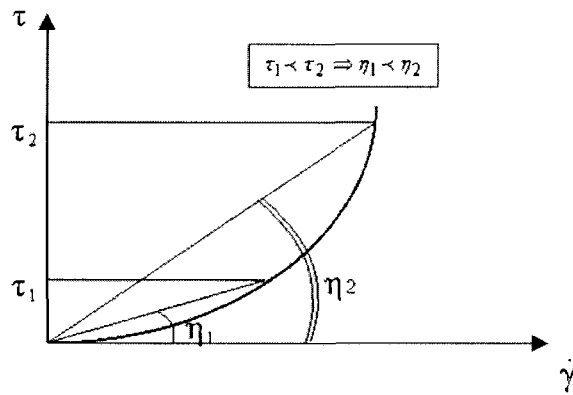


Fig. 2.4 – Rhéogramme des fluides dilatants

### 2.3.2.4 Modèle de Herschel-Bulkley

En pratique, des résultats antérieurs d'extrapolation peuvent donner des valeurs négatives du seuil de cisaillement. Le modèle de *Herschel – Bulkley* permet d'éviter ce genre de résultat et s'exprime par l'équation 2.4.

$$\tau = \tau_0 + K \cdot (\dot{\gamma})^n \quad (2.4)$$

où :

$\tau_0$  est le seuil de cisaillement (Pa),

$K$ , est le coefficient de viscosité et

$n$ , est l'indice de viscosité

Selon la valeur de  $n$ , les fluides peuvent présenter les comportements suivants figure (2.5) :

- $n = 1$ , le fluide a le comportement de Bingham ;
- $n > 1$ , le fluide a le comportement rhéoépaississant (dilatant avec  $\tau_0 > 0$ ) ;
- $n < 1$ , le fluide a le comportement rhéofluidifiant (pseudo-plastique avec  $\tau_0 > 0$ )

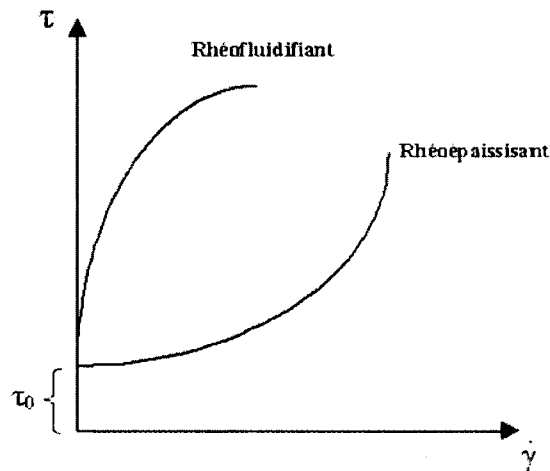


Fig. 2.5 – Modèle *Herschel-Bulkely*

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

### 2.4.1 Effet de la teneur en eau

L'eau joue un double rôle dans la fluidité du béton. Elle écarte les particules solides les uns des autres et diminue ainsi les forces d'attraction de Van der Waal. De plus, elle lubrifie la surface de contact entre les grains, facilitant ainsi, l'écoulement.

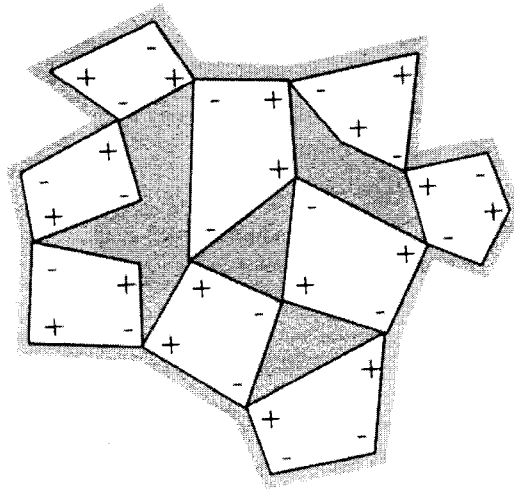
### 2.4.2 Effet de l'air entraîné

Les bulles d'air facilitent l'écoulement, en diminuant le seuil de cisaillement et la viscosité plastique. En effet, les bulles d'air jouent le rôle mécanique de *roulement à billes*, facilitant ainsi les déplacements entre les différentes couches de fluide (Khayat [1992]).

### 2.4.3 Effet de superplastifiant

Pendant le broyage du clinker, les liaisons ioniques se cassent en faisant apparaître de nombreuses charges électriques au niveau de la surface des grains. Ces derniers et en présence d'eau (liquide polaire), ont tendance à flocculer lors du contact eau-ciment (Kreijger [1980]). Cette floculation diminue la lubrification des grains en piégeant une quantité d'eau à l'intérieur de la structure floculée, comme on peut le noter dans la figure 2.6. Elle augmente également la friction interparticulaires ainsi que, le seuil de cisaillement, en rapprochant les grains du ciment les uns des autres.

Les molécules de SP seront adsorbées aux grains du ciment grâce à la présence d'ions  $Ca^{++}$  provenant de la dissolution de la surface des ces grains riche en calcium lors du contact eau-ciment (Jolicoeur *et coll.* [1994]). Le rôle de SP est de disperser les grains de ciment, afin de libérer l'eau piéger entre eux et augmenter ainsi, la fluidité de



**Fig. 2.6** – *Particules de ciment dans une structure floculée, Kreijger [1980]*

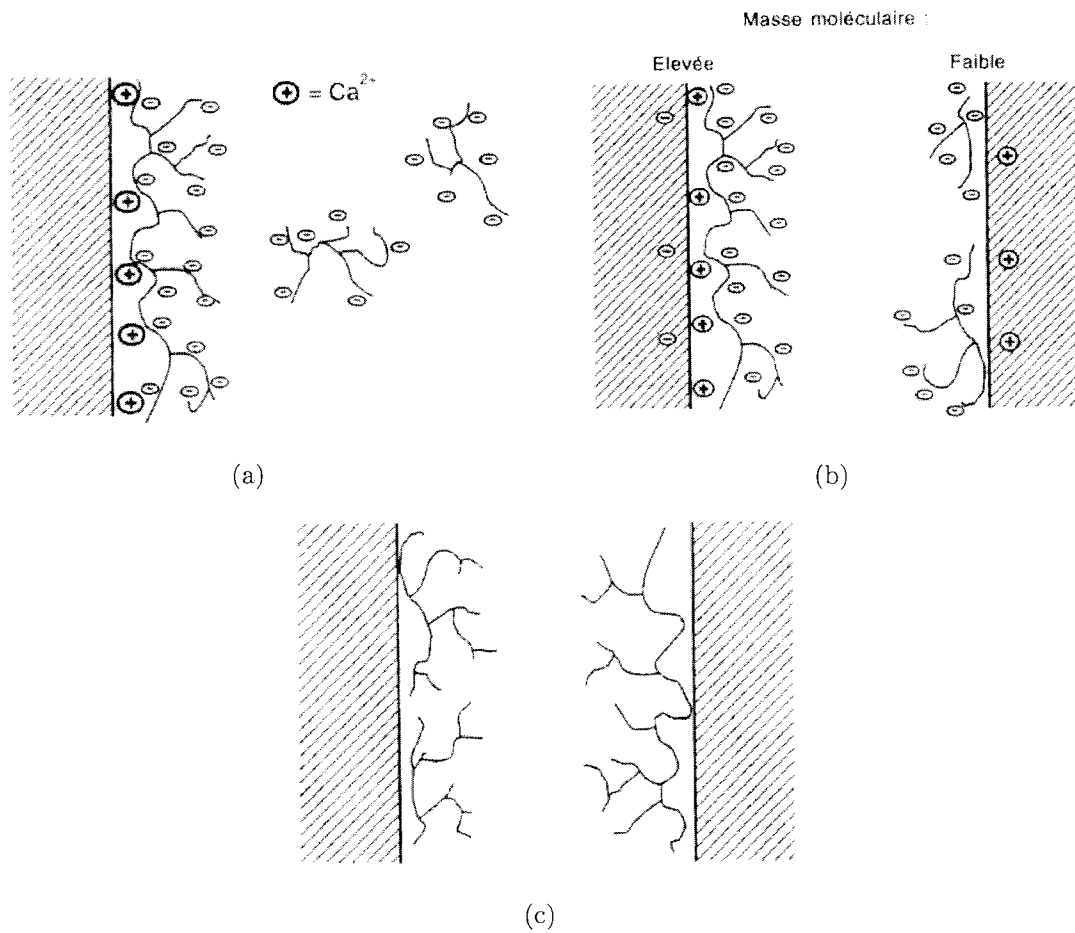
la pâte de ciment.

L'action dispersante de SP est due à une force répulsive entre les particules (Jolicoeur *et coll.* [1994]) qui dépend du type de SP et peut être classé en deux types (figure 2.7) :

- action électrostatique due à une reconfiguration des charges superficielle (Jolicoeur *et coll.* [1994]), le mode d'action est spécifique aux SP de type mélamines sulfonates et naphthalène sulfonates ;
- actions électrostatique et stérique, où l'action stérique est due à la longueur des chaînes de polymères. Ce mode d'action est propre aux SP de type polycarboxylates.

### 2.4.4 Effet des ajouts cimentaires - compacité du liant

Selon Murata et Kikukawa [1992], la viscosité de la pâte du ciment augmente avec la concentration des particules solides. En effet, les forces de Van der Waal entre les grains au sein de la matrice cimentaire augmentent en multipliant les points d'attraction entre les particules.



**Fig. 2.7** – (a) Représentation schématique de l'adsorption d'un polymère à la surface d'une particule (b) Représentation schématique de la répulsion électrostatique entre deux particules (c) Représentation schématique de phénomène de répulsion stérique, Jolicoeur et coll. [1994]



## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

Par contre, une augmentation de la compacité de la poudre entraîne une diminution de la viscosité. En effet, le volume de l'eau ajouté au départ peut être subdivisé en deux parties. La première partie sert à remplir les vides entre les grains de solides, alors que, l'autre partie qui reste favorise l'écartement des grains solides les uns des autres. Par conséquent, c'est seulement la deuxième partie de l'eau de gâchage qui affecte la viscosité du mélange.

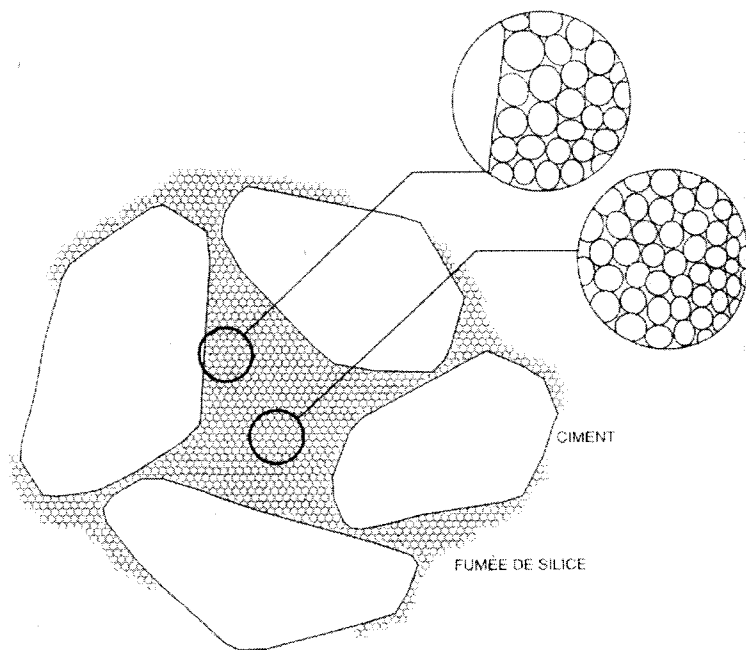
En outre, lorsque la compacité du squelette granulaire augmente, le volume des vides entre les grains solides diminue. Pour la même quantité d'eau de gâchage la partie d'eau nécessaire à remplir les vides entre les grains diminue et par conséquent, la partie restante de l'eau qui serve à séparer les grains augmente, et diminue ainsi la viscosité du mélange. Parmi les ajouts cimentaires les plus utilisés dans un BAP on peut citer la fumée de silice et le laitier de hauts fourneaux

La granulométrie de la fumée de silice est très fine, la dimension moyenne du grain est 100 fois plus faible que celle du grain du ciment (tableau 2.1). Par conséquent, une substitution de 3 % à 5 % du ciment par la fumée de silice, augmente la compacité de la poudre et diminue ainsi la viscosité de la pâte (figure 2.8). Par contre, au-delà de 5 % de substitution, la compacité du liant diminue et la surface spécifique des grains augmente ainsi que la viscosité du béton (Khayat [1992]).

**Tab. 2.1** – Comparaison de la taille des particules de la fumée de silice avec les autres grains de constituant du béton, Holland [2005]

Matériaux (Particules)	Taille
Fumée de silice	0.5 $\mu\text{m}$
Ciment	45 $\mu\text{m}$
Sable	2,36 mm
Gros granulats	19,0 mm

La granulométrie du laitier est proche de celle du ciment, l'effet de la substitution du ciment par du laitier sur la compacité n'est pas aussi clair que dans le cas de la



**Fig. 2.8** – *Effet Filler de la fumée de silice (d'après Bache), Aïtcin [2001c]*

fumée de silice. Par contre, l'hydratation du laitier est plus lente que celle du ciment et la consommation rapide de l'eau pour former de l'ettringite diminue. De même, la formation des hydrates est retardée, par conséquent, la viscosité diminue ainsi que, le seuil de cisaillement.

### 2.4.5 Effet du type du ciment

Banfill [1991] a montré que le seuil de cisaillement augmente avec la teneur en  $C_3A$  et diminue quand la concentration en  $SO_3$  augmente. En effet, une augmentation de la teneur en  $C_3A$ , le site le plus réactif du ciment, accélère la formation de l'ettringite et augmente son anas. Ce dernier consomme 32 molécules d'eau et sert à rigidifier la pâte de ciment par sa forme de l'aiguille enchevêtrée.

De plus, le  $C_3A$  est l'un des facteurs responsable quand a l'incompatibilité adjuvant/ciment. En effet, quand la quantité de  $SO_3$  n'est plus suffisante pour neutraliser les sites  $C_3A$ , ce dernier va consommer les molécules de SP en diminuant son efficacité dispersante.

En outre, une pâte confectionnée avec un ciment très réactif (nerveux) finement broyé, est difficile à être régler de point de vu rhéologique. En effet, lorsque la surface spécifique devient plus grande, la surface de contact eau-ciment augmente ainsi que la formation des hydrates et de l'ettringite.

### 2.4.6 Effet de la température

#### 2.4.6.1 Effet sur le seuil de cisaillement

L'augmentation de la température dans le béton apporte un changement des caractéristiques physico-chimiques au sein de la matrice, qui en général provoque une augmentation du seuil de cisaillement.

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

**Effet de la température sur le volume de la pâte du béton -** L'élévation de la température du béton provoque une augmentation des volumes absolus de l'eau et de l'air plus importante que celle des grains de solides (coefficients de dilatation thermique). Il en résulte une plus grande distance interparticulaire et un seuil d'écoulement plus faible. Cependant, vu l'augmentation très petite des volumes absolus de l'eau et de l'air, la diminution du seuil de cisaillement dans ce cas ci, reste toujours négligeable (Tableau 2.2).

**Tab. 2.2** – Masse volumique de l'eau et de l'air à différentes températures Wikipedia [2008] et Lide [1990]

Température (°C)	Densité de l'eau ( $kg/m^3$ )	Densité de l'air ( $kg/m^3$ )
10	999,7026	1,247
15	999,1026	1,225
20	998,2071	1,204
25	997,0479	1,184
30	995,6502	1,165
40	992,2	—

**Effet de la température sur la cinétique d'hydratation -** Il était bien établi que, la vitesse de la réaction d'hydratation du ciment augmente avec la température puisque cette réaction est thermoactivée. Ceci se traduit par un raccourcissement de la période dormante, et une formation plus rapide de C-S-H qui donne naissance à un pont de percolation entre les grains. Par conséquent, les forces de liaisons inter-particulaires augmentent ainsi que, le seuil de cisaillement.

En outre, une augmentation de la température entraîne une augmentation de l'épaisseur de la couche protectrice formée à la surface des grains de ciment par l'ettringite et le C-S-H. Par conséquent, une augmentation de la quantité d'ettringite, en forme d'aiguilles, et du C-S-H, dont sa surface spécifique est beaucoup plus importante

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

---

que les grains de ciment, augmente les frictions internes, la force de van der Waals et ainsi le seuil de cisaillement.

**Effet de la température sur la diminution de l'eau de gâchage -** Une augmentation de la température accélère la consommation de l'eau de gâchage pour les raisons suivantes :

- augmentation du taux d'évaporation ;
- formation plus rapide de l'ettringite, qui consomme 26 molécules d'eau ( $C_3A + 3 CaSO_4, 2H_2O + 26 H_2O$ ) ;
- production accélérée du C-S-H, et par la suite, transformation de l'eau libre en eau zéolitique et eau adsorbée.

Une diminution de l'eau de gâchage diminue la distance entre les grains solides et augmente les frictions internes, ce qui se traduit par une augmentation du seuil de cisaillement.

**Effet de la température sur la capacité dispersante des superplastifiants -**

L'ajout d'un superplastifiant déflocule les grains de ciment, libère l'eau piégée et diminue le seuil de cisaillement. L'augmentation de la température influence grandement l'efficacité du superplastifiant et son maintien dans le temps. En effet, cette influence dépend du type de superplastifiant (polynaphtalène sulfonate, polyméla mine sulfonate, polycarboxylates, lignosulfonates, etc.) et de sa teneur, des propriétés physico-chimiques du ciment, du rapport E/L et de l'incompatibilité ciment/adjuvant.

En général, une augmentation de la température diminue l'efficacité du superplastifiant et ce pour les raisons suivantes :

- *Diminution de la solubilité des hémihydrates* : le sulfate de calcium ajouté au clinker avant le broyage du ciment contient du gypse ( $CaSO_4, 2H_2O$ ) qui, grâce à la chaleur dégagée lors du broyage peut être transformé en partie en hémihy-

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

---

drates ( $CaSO_4, 1/2 H_2O$ ) (Aïtcin [2003b]). Comme la solubilité du gypse ( $2,1 \text{ g/l}$ )<sup>1</sup> est moins importante que celle des hémihydrates ( $6 \text{ g/l}$ ), le contrôle de l'hydratation du  $C_3A$  sera donc gouverné, lors du contact eau-ciment, par la vitesse de la mise en solution des ions ( $SO_4^{--}$ ) provenant des hémihydrates (Aïtcin [2003b]). Une augmentation de la température diminue la solubilité des hémihydrates (Tagnit-Hamou [1995]) ce qui se traduit par une pénurie des ions sulfates en solution. Par conséquent, les molécules de superplastifiant à base de sulfonates ( $SO_3^-$ ) ou à base de carboxylates ( $COO^-$ ) seront attirés par le site  $C_3A$  pour le neutraliser, ce qui normalement aurait dû être fait par les ions ( $SO_4^{--}$ ) provenant des hémihydrates (Aïtcin [2003a]). Ceci provoque une perte d'efficacité de SP, dont ses molécules seront consommées par les hydrates formés, au lieu d'être adsorbés sur les grains de ciment pour les disperser.

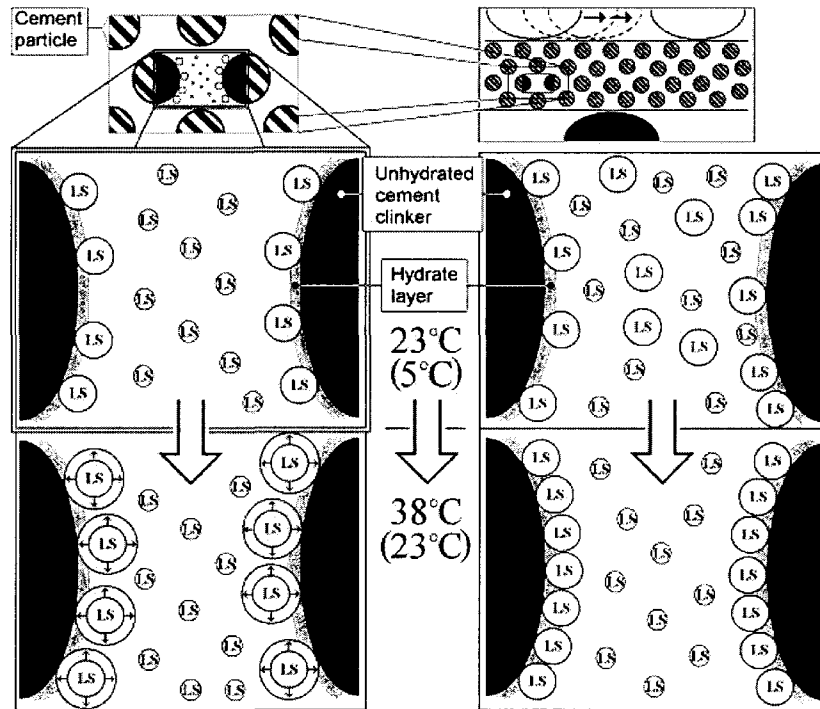
- *Piégeage des molécules de superplastifiant en dedans des hydrates* : la formation continue de l'ettringite durant la période dormante fait en sorte que, les molécules de superplastifiant adsorbées à la surface des grains de ciment, seront piégées à l'intérieur des aiguilles du nouvel ettringite formé. Les chaînes moléculaires de SP deviennent de plus en plus courtes et perdent ensuite leur capacité dispersante. L'augmentation de la température accélère la formation de l'ettringite, ce qui rend plus rapide le piégeage des molécules de SP.

Une hypothèse proposée par Jolicoeur *et coll.* [1997] se résume par le suivant : grâce à l'augmentation de la température au sein du béton, la mise en solution des grains de ciment est accélérée et le nombre de sites positifs à la surface des grains ( $Ca^{++}$ ) augmentent. D'habitude, comme les molécules de SP sont chargées négativement, elles seront attirées en grande quantité par les ions ( $Ca^{++}$ ). Par conséquent, le pourcentage d'adsorption des molécules de SP sur les grains de ciments augmente. Flatt [1999] a trouvé de même un accroissement de l'adsorption des molécules de SP sur les particules de MgO avec l'augmentation de la température. La partie droite de la figure 2.9 illustre

---

<sup>1</sup>A. Tagnit-Hamou : Professeur à l'Université de Sherbrooke

cette théorie d'adsorption.



**Fig. 2.9** – Présentation schématique de l'adsorption des molécules de superplastifiant sur les grains de ciment, Wallevik [2003]

**Effet de la température sur le seuil de cisaillement dans le temps** - Petit *et coll.* [2006] ont évalué l'effet de la température sur le micro-mortier, en utilisant le PNS comme superplastifiant. Ils ont trouvé que le seuil de cisaillement augmente plus vite dans le temps lorsque la température du béton est plus élevée (figure 2.10). En outre, la figure 2.11 montre que l'augmentation du seuil de cisaillement dans le temps normalisé (temps réel/temps total de la période dormante) est la même pour les différentes températures. Par conséquent, les auteurs ont constaté que l'augmentation de la température n'affecte que la durée de la période dormante. Alors, l'augmentation du seuil de cisaillement dans le temps avec la température est due tout simplement au raccourcissement de la période dormante.

Golaszewski et Szwabowski [2004] ont étudié l'influence de la température sur le

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

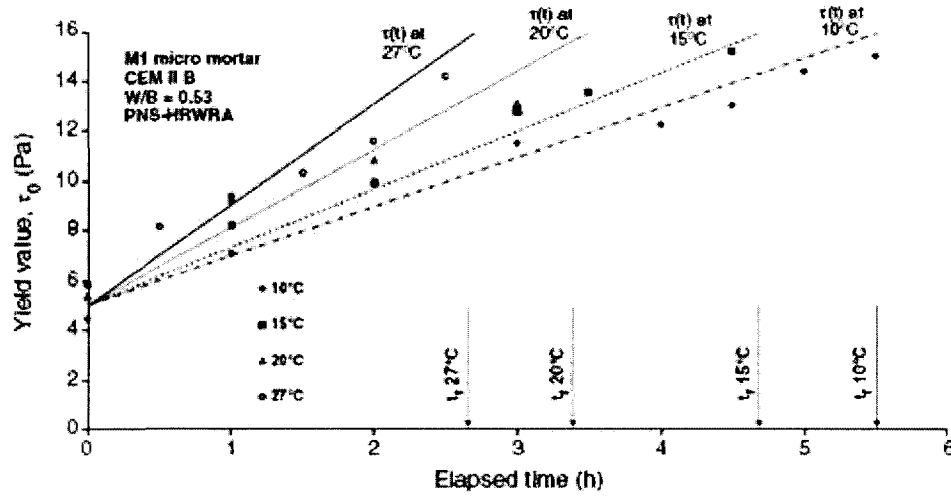


Fig. 2.10 – Évolution du seuil de cisaillement en fonction du temps pour différentes températures de micro-mortier, Petit et coll. [2006]

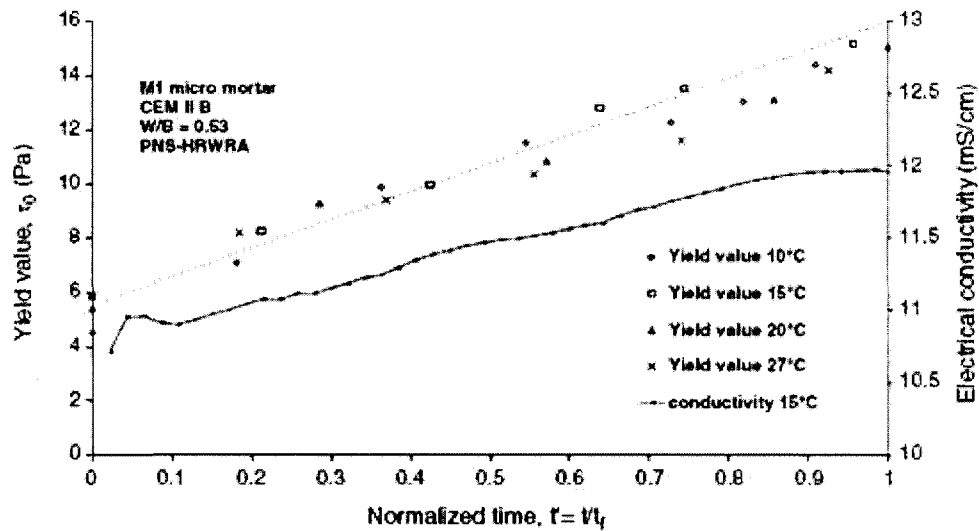


Fig. 2.11 – Variation du seuil de cisaillement et de la conductivité électrique en fonction du temps normalisé ( $t/t_f$ ) pour un mortier préparé avec un PNS à différentes températures, Petit et coll. [2006]



## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

---

seuil de cisaillement à 10 et 60 min des différents mortiers. Les paramètres d'étude étaient le type de SP (naphtalène sulfonates [SNF3] et polycarboxylates [PCI]), la teneur en SP, le type de ciment et le rapport E/C. Les résultats obtenus ont montré que le seuil de cisaillement augmente en général avec le temps et la température, selon les paramètres utilisés.

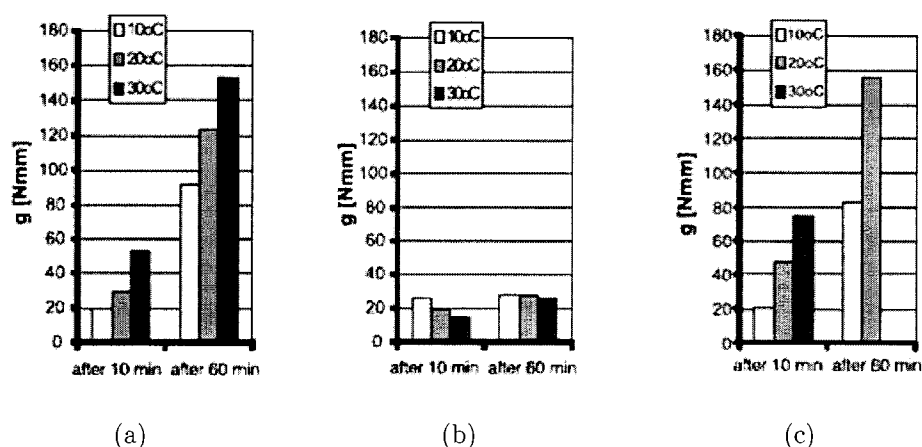
En effet, pour un dosage de 1 % de SNF3 et un rapport E/C de 0,5 (figures 2.12 et 2.13), le seuil de cisaillement augmente avec la température (10, 20 et 30 °C) et augmente avec le temps (10 et 60 min). Par contre, lorsque le dosage de SNF3 augmente à 2 % le seuil de cisaillement, à 10 min, diminue quand la température augmente, et son augmentation dans le temps devient minime. La diminution du rapport E/C de 0,5 à 0,4 influence aussi la variation du seuil, qui va augmenter avec la température et avec le temps même pour un dosage de SNF3 de 2,5 %. Les résultats obtenus étaient pareilles lorsque le SNF3 a été remplacé par le polycarboxylate. De plus, un changement de type de ciment peut influencer le seuil de cisaillement et son maintien dans le temps en fonction de la température. Au moment où le seuil de cisaillement augmente avec le temps et avec la température pour le ciment de type CEM I 32,5, il demeure constant dans le cas de ciment de type CEM III/A 32,5 C.

### 2.4.6.2 Effet sur la viscosité

Contrairement au cas du seuil de cisaillement, l'effet de la température sur la viscosité du béton n'est pas évident. En effet, une augmentation de la température peut augmenter la viscosité dans certains cas et la diminuer dans d'autres. Ceci revient au fait qu'une augmentation de la température peut affecter plusieurs facteurs influençant la viscosité dans les deux sens.

Par exemple, une augmentation de la température diminue la viscosité de l'eau, et par la suite, diminue la viscosité du béton. Par contre, l'augmentation de la température accélère l'hydratation du ciment, diminue la quantité d'eau disponible à la lubrification

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton



**Fig. 2.12** – Influence de la température sur le seuil de cisaillement pour différents types de mortiers, pour CEM I 32,5 (a) SNF3 1%  $E/C = 0,5$  (b) SNF3 2%  $E/C = 0,5$  (c) SNF3 2,5%  $E/C = 0,4$ , Golaszewski et Szwabowski [2004]

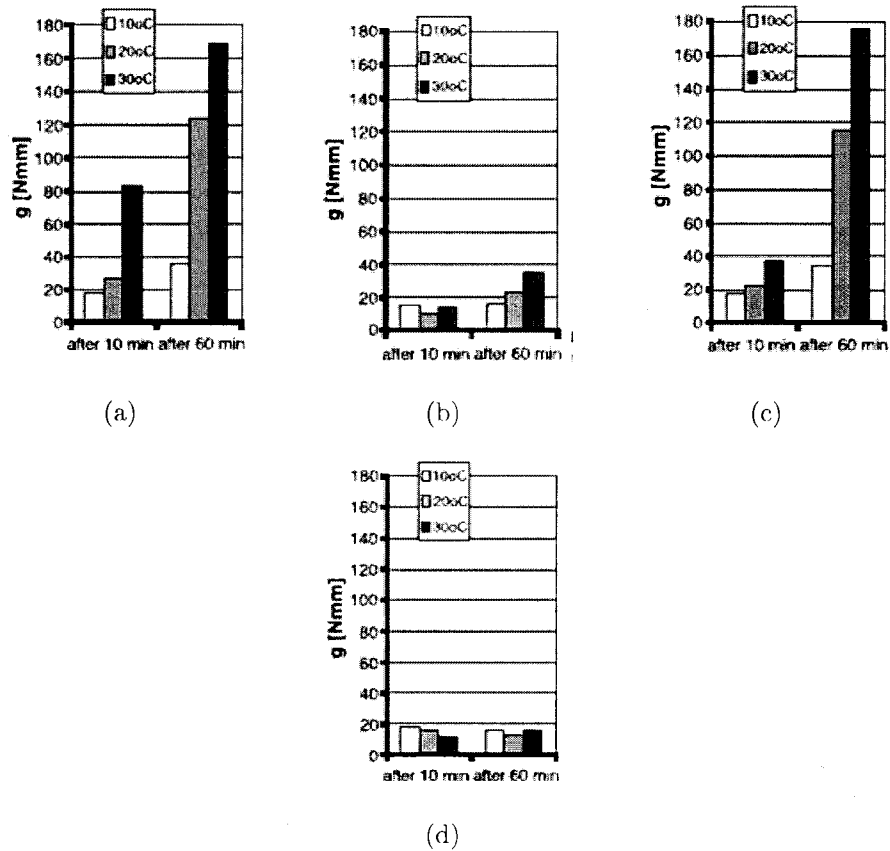
ainsi que, l'efficacité du superplastifiant, qui peut engendrer une augmentation de la viscosité.

**Effet de la température sur la viscosité de l'eau** - La viscosité de l'eau diminue avec l'augmentation de la température (tableau 2.3). Une augmentation de la température de l'eau de 20 à 40 °C diminue la viscosité de l'eau d'environ 35% et diminue ainsi, la viscosité du béton de la même valeur.

**Tab. 2.3** – Viscosité dynamique de l'eau à différentes températures Wikipedia

Température (°C)	Viscosité dynamique de l'eau (kg/ms)
10	0,001308
20	0,001003
30	0,0007978
40	0,0006531

En effet, Murata et Kikukawa [1992] ont montré que la viscosité ( $\mu$ ) du béton est



**Fig. 2.13** – Influence de la température sur le seuil de cisaillement pour différents types de mortiers  
 (a) PCI 1% E/C = 0,5 CEM I 32,5 (b) PCI 2% E/C = 0,5 CEM I 32,5 (c) PCI 2,5% E/C = 0,4 CEM I 32,5 (d) PCI 2,5% E/C = 0,4 CEM III/A 32,5, Golaszewski et Szwabowski [2004]

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

---

proportionnelle à la viscosité de l'eau d'après l'équation suivante :

$$\mu_{\text{béton}} = \mu_{\text{eau}} \cdot K \quad (2.5)$$

$K$  : dépend des propriétés des constituants du béton (dosage des constituants, compacité granulaires, module de finesse du sable et gravier, etc.).

**Effet de la température sur la variation de la viscosité dans le temps -** L'augmentation de la température augmente le taux d'hydratation, le volume des solides, les forces de van der Waal et par la suite la viscosité. De même, une température élevée accélère la consommation d'eau par évaporation et par la formation activée de l'ettringite et augmente la viscosité. Des résultats obtenus par différents chercheurs ont montré que la viscosité peut augmenter, diminuer ou rester invariable avec l'augmentation de la température. Ceci s'explique par l'effet contradictoire de l'augmentation de la température sur la viscosité du béton.

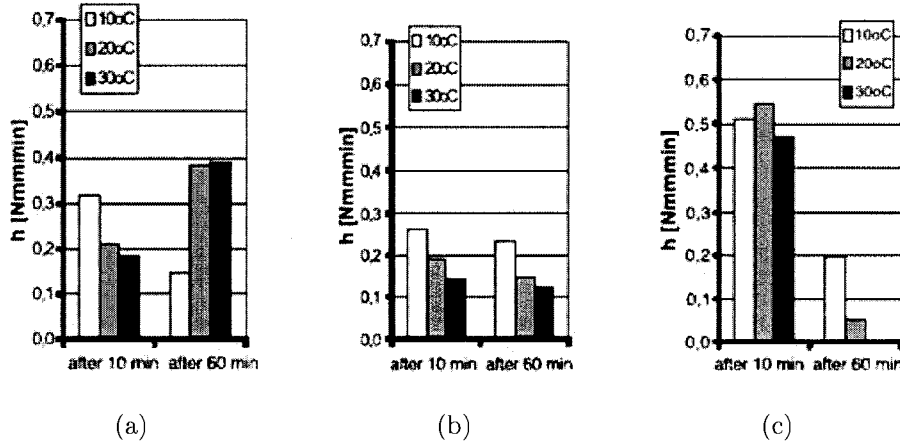
En général, il paraît que la viscosité initiale du béton (juste après le malaxage) diminue lorsque la température augmente, étant donné que le *facteur viscosité* d'eau est dominant. Par contre, dans le temps, la viscosité augmente plus rapidement avec l'augmentation de la température, à cause de la formation rapide des hydrates.

De plus, plusieurs facteurs affectant la viscosité peuvent être influencés par l'augmentation de la température comme la teneur en air, le type et le dosage en superplastifiant, le type et le dosage en ciment, le type et les dosages des ajouts, etc. Ceci rend très difficile de prévoir l'influence exacte de la température sur la viscosité du béton.

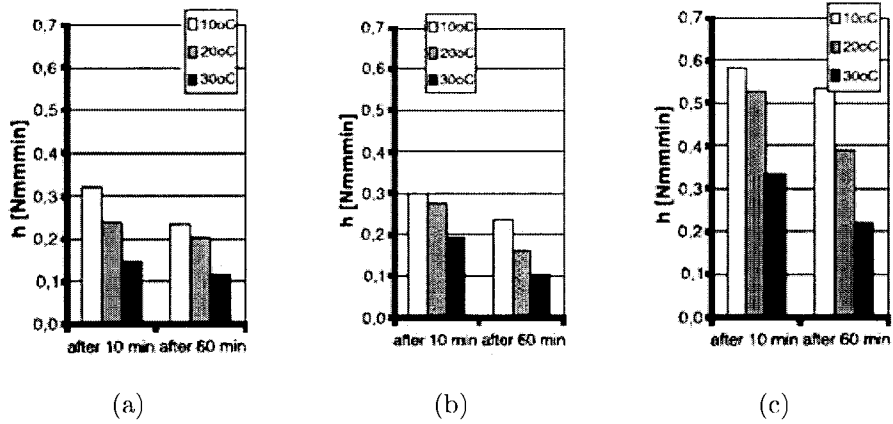
En effet, Golaszewski et Szwabowski [2004], ont étudié l'influence de la température sur la viscosité des différents micro - mortiers en variant le type et la teneur en superplastifiant (PNS, et polycarboxylate), le type de ciment et le E/C. Ils ont trouvé que la viscosité initiale (après 10 min) diminue quand la température augmente. De plus, la viscosité a diminué après 50 min dans le cas du (PCI) mais dans le cas du (SNF3),

## 2.4 Principaux facteurs influençant la rhéologie du béton

elle dépend de la teneur en SP (figures 2.14 et 2.15).



**Fig. 2.14** – Influence de la température sur la viscosité plastique pour différents types de mortier, pour CEM I 32,5 (a) SNF3 1% E/C = 0,5 (b) SNF3 2% E/C = 0,5 (c) SNF3 2,5% E/C = 0,4, Golaszewski et Szwabowski [2004]

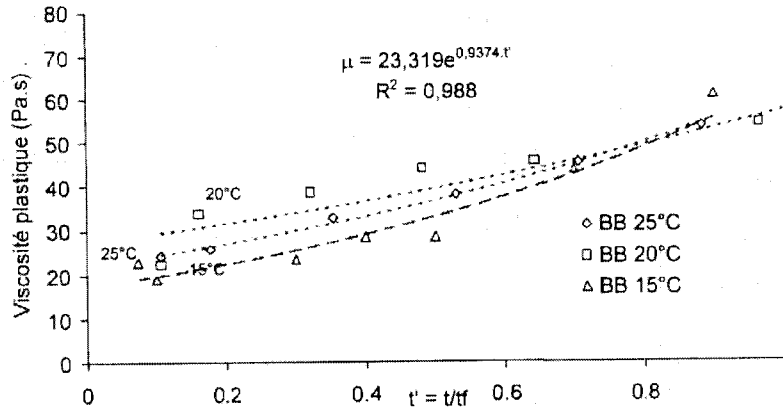


**Fig. 2.15** – Influence de la température sur la viscosité plastique pour différents types de mortier, pour CEM I 32,5 (a) PCI 1% E/C = 0,5 (b) PCI 2% E/C = 0,5 (c) PCI 2,5% E/C = 0,4, Golaszewski et Szwabowski [2004]

Petit [2005] a trouvé que l'augmentation de la viscosité en fonction du temps normalisé (temps réel/temps de la période dormante) est identique pour les différentes températures (figure 2.16). Sauf qu'au départ, pour des petites valeurs de  $t'$ , il y a des

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

variations minimales de la viscosité en fonction de la température, qui peuvent être dues à la viscosité de l'eau.



**Fig. 2.16** – Évolution de la viscosité en fonction du temps normalisé à différentes températures, Petit [2005]

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

On appelle *court terme* la période située entre le début de la prise du béton et le moment du décoffrage ou de la mise en précontrainte. Cette période est en général entre 1 et 3 jours (Byfors [1980]). Elle est caractérisée par une grande activité chimique et un développement assez vite de la résistance du béton (Vernet et Cadoret [1992]).

La réaction d'hydratation est une réaction thermoactivée, une augmentation de la température implique une diminution du temps de prise (tableau 2.4) et une accélération de la cinétique d'hydratation. Par conséquent, plus d'hydrates se forment dans les premières heures ainsi qu'un accroissement rapide de la résistance à la compression à jeune âge. La section suivante traite le concept de la maturité où le couple température - temps est combiné pour évaluer la résistance à jeune âge.

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

**Tab. 2.4** – Influence de la température sur le temps de prise des ciments, Chanvillard et Laplante [1999]

Températures	5 °C		10 °C		20 °C		30 °C	
Classe de résistance des ciments	Début de prise ± 1 h	Fin de prise ± 1 h	Début de prise ± 1 h	Fin de prise ± 1 h	Début de prise ± 1 h	Fin de prise ± 1 h	Début de prise ± 1 h	Fin de prise ± 1 h
52,5	7h00	12h00	5h00	8h00	3h00	5h30	2h00	4h00
42,5	9h30	14h30	6h00	10h30	3h30	6h00	2h30	4h30
32,5	10h00	15h30	7h00	11h30	4h00	7h00	3h00	4h30

### 2.5.1 Le concept de la maturité

En désignant par  $\alpha$  le degré d'hydratation, le taux d'hydratation peut s'écrire sous la forme suivante (D'Aloia et Chanvillard [2002]) :

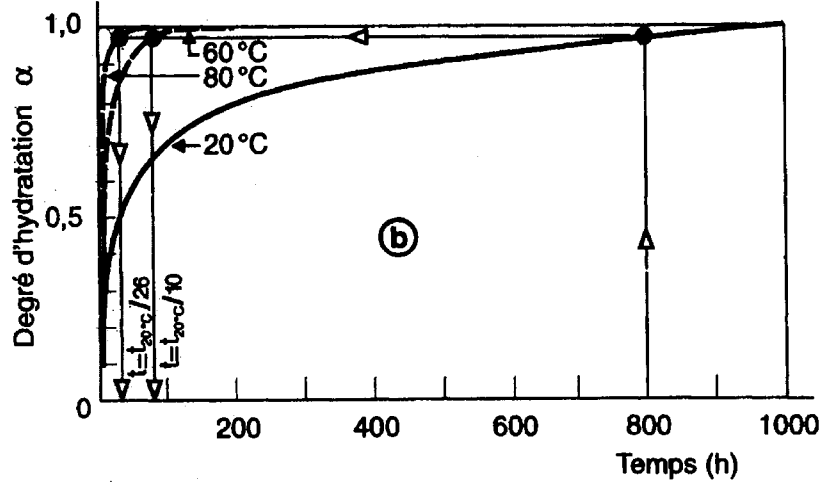
$$\frac{d\alpha}{dt} = g(\alpha) \cdot K(T) \quad (2.6)$$

où  $g(\alpha)$  représente la fonction du degré d'hydratation et  $K(T)$  représente la constante cinétique.

L'évolution du degré d'hydratation peut être considérée comme un système à variables séparées (temps et température). En effet, cette supposition a été démontrée par Regourd et Gautier [1980] qui ont prouvé que l'état d'avancement des réactions d'hydratation du ciment en fonction du temps, exprimé en valeurs relatives de la chaleur d'hydratation dégagée, pour différentes températures de mûrissement isotherme (20, 60, 80 °C), est représenté par des courbes affines (figure 2.17) (Chanvillard et Laplante [1999]). La notion de la maturité du béton prend en considération les deux variables, temps et température. Cette notion est basée sur l'hypothèse suivante (Chanvillard et Laplante [1999]) :

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

*Pour une même formulation et à maturité égale, la résistance à la compression d'un béton est identique, quelle que soit l'histoire des températures.*



**Fig. 2.17** – Évolution du degré d'hydratation d'un ciment Portland pour différentes températures de mûrissement isotherme, Regourd et Gautier [1980]

La maturité d'un béton peut être exprimée de la façon suivante :

$$M(t, H(T)) = \int_0^t K(T(\tau)) d\tau \quad (2.7)$$

$M(t, H(T))$  : la maturité au moment  $t$ , pour un béton subit une histoire de température  $H(T)$

$K(T(\tau))$  : cinétique d'hydratation à la température  $T(\tau)$

$T(\tau)$  : température du béton à l'instant  $\tau$ , exprimé en Kelvin.

En 1889, Arrhenius a proposé une loi pour étudier la cinétique des réactions chimiques avec la température. Dans le domaine du béton, il reste toujours difficile d'avoir une expression exacte qui décrit la cinétique de la réaction d'hydratation en fonction de la température, vu le grand nombre des paramètres qui entre en jeu (Chanvillard et Laplante [1999]). La loi d'Arrhenius, au jour, reste la loi la plus proche pour décrire ce phénomène dans le cas des matériaux cimentaires et elle s'écrit de la façon suivante :



## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

---

$$K(T) = A \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right) \quad (2.8)$$

où A : constante de proportionnalité (1/s)

R : constante des gaz parfaits (8,314 J/mol.K)

T : température absolue (K)

$E_a$  : énergie d'activation (J/mol)

### 2.5.2 Définition de l'âge équivalent

Par définition, l'âge équivalent est le temps que mettrait un béton après un mûrissement isotherme à une température de référence, souvent prise égale à 20 °C, pour atteindre la même résistance après un mûrissement  $T(\tau)$  (Chanvillard et Laplante [1999]). En partant de cette hypothèse, on peut écrire (Wirquin *et coll.* [2002]) :

$$M(t, H(T)) = \int_0^t K(T(\tau)) d\tau = \int_0^{t_{eq}} K(T_{ref}) d\tau = M(t_{eq}, T_{ref}) = K(T_{ref}) t_{eq} \quad (2.9)$$

Alors on a :

$$t_{eq} = \int_0^t \frac{K(T(\tau))}{K(T_{ref})} d\tau \quad (2.10)$$

En utilisant la loi d'Arrhenius on aura :

$$t_{eq} = \int_0^t \frac{A \exp\left(\frac{-E_a}{RT(\tau)}\right)}{A \exp\left(\frac{-E_a}{RT_{eq}}\right)} d\tau = \int_0^t \exp\left(-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T(\tau)} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right) d\tau \quad (2.11)$$

Pour  $T_{ref} = 20$  °C , en exprimant les températures en degré Celsius on obtient (Chanvillard et Laplante [1999]) :

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

---

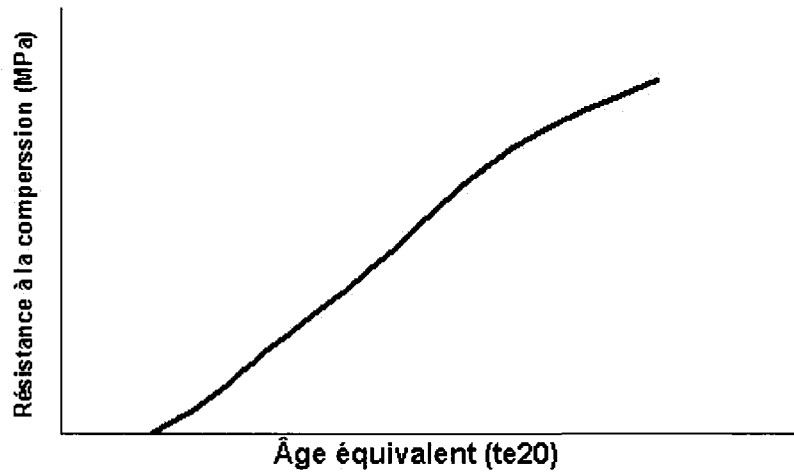
$$t_{e20} = \int_0^t \exp \left( \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{293} - \frac{1}{273 + T(\tau)} \right) \right) d\tau \quad (2.12)$$

où  $t_{e20}$  : âge équivalent correspondant à un mûrissement isotherme du béton à 20 °C

$T(\tau)$  : température du béton à l'instant  $\tau$  (°C)

$t$  : âge réel du béton

Par conséquent, connaissant la variation de la température du béton dans le temps  $T(\tau)$ , et son énergie d'activation  $E_a$ , on peut calculer le temps équivalent à n'importe quel moment. Ensuite, en utilisant la courbe de référence, la résistance à jeune âge du béton peut être évaluée. La courbe de référence est tracée, par la mesure à plusieurs échéanciers de la résistance à la compression du béton, mûri à une température isotherme de 20 °C (figure 2.18).



**Fig. 2.18** – Évolution de la résistance à la compression en fonction de l'âge équivalent  $t_{e20}$  (courbe de référence)

### 2.5.3 Caractérisation de l'énergie d'activation

Comme son nom l'indique, l'énergie d'activation présente la façon dont la réaction d'hydratation sera activée par l'augmentation de la température. Dans le cas du béton on parle d'énergie d'activation apparente, du fait que le ciment comporte plusieurs phases dont chacune a sa propre énergie d'activation (Chanvillard et Laplante [1999]).

L'énergie d'activation du béton dépend non seulement du type et de la teneur en ciment, mais aussi du E/L, de la qualité et de la teneur des ajouts cimentaires ainsi que des adjuvants utilisés.

Expérimentalement, la détermination de l'énergie d'activation se fait par le suivi de l'avancement de la réaction d'hydratation à différentes températures de mûrissement isotherme. L'évaluation de la vitesse de la réaction d'hydratation se fait indirectement à partir des grandeurs en relation avec l'avancement de cette réaction. En pratique, deux méthodes sont adoptées, la première, est la méthode calorimétrique qui consiste à mesurer la chaleur dégagée dans le temps, la deuxième est la méthode mécanique basée sur la mesure de la résistance à la compression des cubes de mortier.

Comme le but de calcul de l'énergie d'activation est l'estimation de la résistance à jeune âge, la méthode mécanique peut être plus fiable du fait qu'elle suit le développement de la résistance et non le dégagement de la chaleur. En effet, l'hydratation du  $C_3A$  participe à la chaleur dégagée sans qu'elle influence la résistance à la compression (D'Aloia et Chanvillard [2002]). Par conséquent, un dégagement rapide de la chaleur ne se traduit plus par un développement rapide de la résistance. L'ASTM-C1074-04 utilise la résistance à la compression sur des cubes de mortier pour la détermination de l'énergie d'activation.

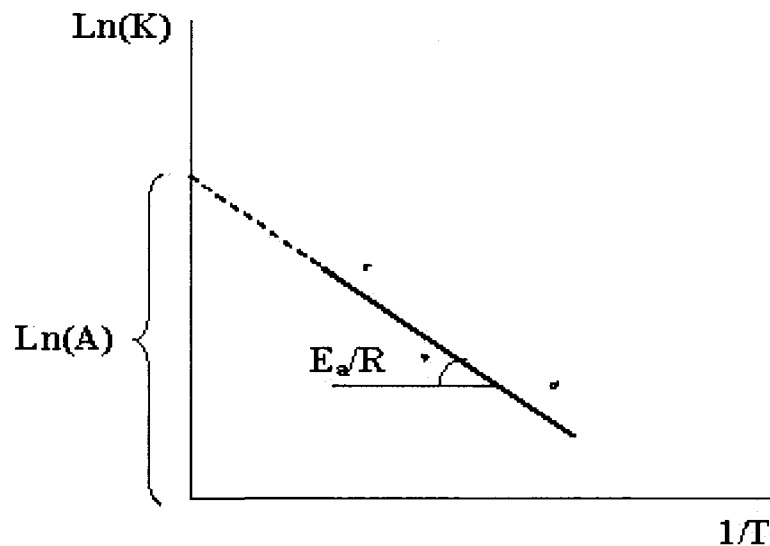
Le calcul de l'énergie d'activation se fait de façon empirique. D'après la loi d'Arrhenius dans l'équation 2.8 on peut avoir :

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

---

$$\ln(K) = \left( \frac{-E_a}{R} \right) \cdot \frac{1}{T} + \ln(A) \quad (2.13)$$

Il suffit de tracer la droite  $\ln(K(t))$  en fonction de  $1/T(t)$ , en utilisant une régression linéaire de trois points. L'énergie d'activation sera la pente de la droite multiplié par la constante des gaz parfaits,  $R$  (figure 2.19). Trois températures de mûrissement isotherme seront adoptées, la première est la température minimale que le béton peut atteindre sur place, la deuxième sera la température maximale et la troisième est la température moyenne des deux (ASTM-C1074-04).



**Fig. 2.19** – Variation de la vitesse d'hydratation en fonction de la température, calcul empirique de l'énergie d'activation

### 2.5.4 Facteurs influençant l'énergie d'activation

#### 2.5.4.1 Influence du type de ciment

Le ciment portland contient 4 phases principales et plusieurs phases mineures. Chaque phase a sa propre énergie d'activation différente de l'autre. Le pourcentage de chacune des phases contenant dans le ciment dépend du type de ce dernier. Par

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

---

conséquent l'énergie d'activation dépend de la teneur de chacune des phases du ciment et par suite de son type.

### 2.5.4.2 Influence du rapport E/C

Il est convenu que l'énergie d'activation apparente du béton dépend du rapport E/C. En effet, Carino et Tank [1992] ont montré que l'énergie d'activation augmente lorsque le rapport E/C diminue. Ils ont trouvé que, pour des constituants de béton de même nature, en augmentant le rapport E/C de 0,45 à 0,6, l'énergie d'activation diminue de 68,6 à 48  $\text{kJ/mol}$ .

### 2.5.4.3 Influence des ajouts minéraux

La substitution du ciment par des ajouts cimentaires influence l'énergie d'activation apparente du béton. Cette influence dépend des caractéristiques de l'ajout et de sa teneur.

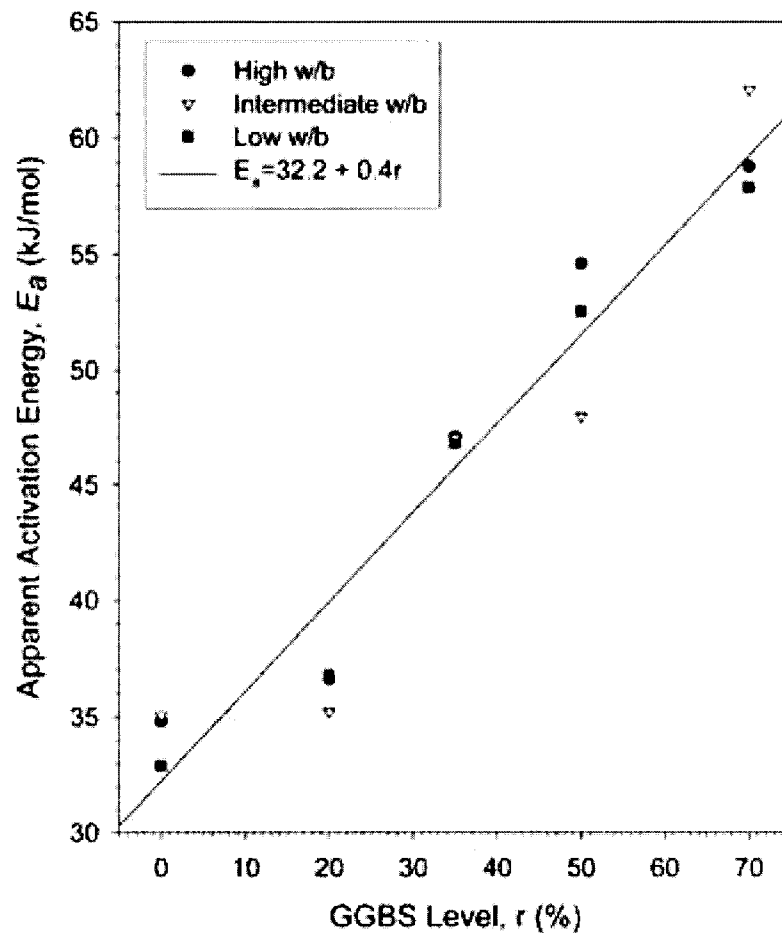
**Influence du laitier** Des études menées par Barnett *et coll.* [2006] sur des mortiers avec différentes teneurs en laitier et différents rapports E/L ont montré que l'énergie d'activation augmente avec la teneur en laitier. De plus, le développement de la résistance à jeune âge des mortiers contenant du laitier est grandement influencé par la température.

En effet, sous les conditions normales de mûrissement, le développement de la résistance à jeune âge des mortiers devient plus lent en substituant une partie du ciment par du laitier. Par contre, l'élévation de la température de mûrissement peut avoir l'effet inverse et accélère l'avancement de l'hydratation du liant contenant plus du laitier comparativement à celui qui en contient moins.

En outre, l'étude de Barnett *et coll.* [2006] a montré que même une élévation de 10 °C de la température de mûrissement accélère grandement le gain de résistance à jeune

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

âge des mortiers contenant une haute teneur en laitier. De plus, La figure 2.20 montre que l'énergie d'activation varie linéairement avec la teneur en laitier et indépendamment du E/L. L'énergie d'activation augmente deux fois à peu près, quand la substitution du ciment par du laitier passe de 0 à 75 %.

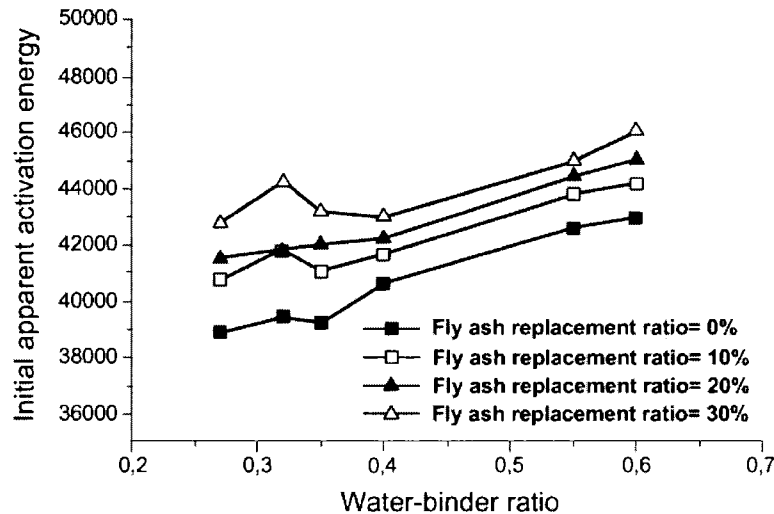


**Fig. 2.20** – Variation de l'énergie d'activation en fonction de la teneur en laitier, Barnett et coll. [2006]

**Influence des cendres volantes** Comme dans le cas du laitier, le remplacement du ciment par de la cendre volante, influence l'énergie d'activation apparente du béton, et une augmentation de la teneur en cendre volante augmente l'énergie d'activation. Par

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

ailleurs, contrairement au cas du laitier, l'augmentation de l'énergie d'activation dans le cas de la cendre volante est fonction du rapport E/L dans certains cas. En effet, l'étude menée par Han *et coll.* [2003] a montré que l'augmentation de l'énergie d'activation est indépendante du E/L lorsqu'il est inférieur à 0,40 et augmente avec le E/L lorsque ce dernier est supérieur à 0,40 (figure 2.21).

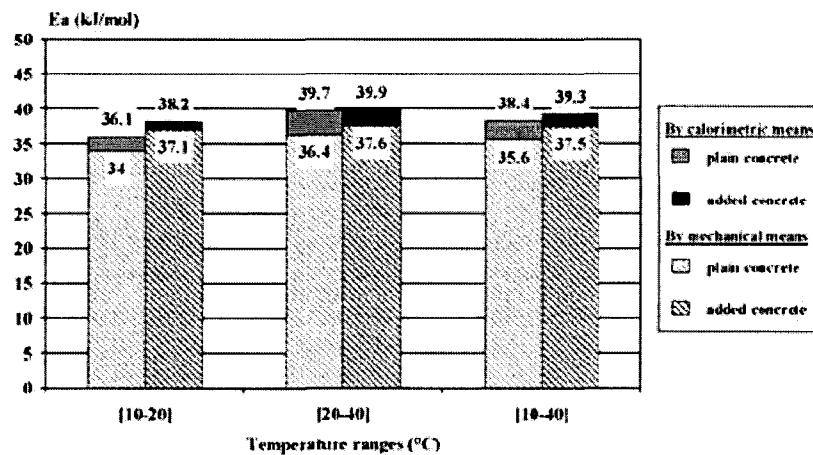


**Fig. 2.21** – Variation de l'énergie d'activation initiale en fonction du rapport E/L pour différentes teneurs en cendre volante, Han et coll. [2003]

### 2.5.4.4 Influence des superplastifiants

Il apparait que l'effet de superplastifiant sur l'énergie d'activation est minime. En effet, Wirquin *et coll.* [2002] ont calculé l'énergie d'activation apparente  $E_a$  pour un béton témoin et fluidifié avec un superplastifiant. Ils ont utilisé la méthode calorimétrique et la méthode de la résistance à la compression sous différentes températures de mûrissements. Les auteurs ont trouvé que la différence entre l'énergie d'activation des bétons témoins et celle des bétons fluidifiés ne dépasse pas  $3,1 \text{ kJ/mol}$  (figure 2.22).

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression



**Fig. 2.22** – Valeurs de l'énergie d'activation pour des bétons avec et sans adjuvants, Wirquin et coll. [2002]

### 2.5.5 Effet de la durée de mûrissement sur le gain de la résistance à la compression du BHP

Le besoin d'un mûrissement précoce à l'eau des BHP est très critique. Le but de mûrissement est d'assurer la continuité du processus de l'hydratation de ciment et de minimiser le retrait. Ce dernier devient plus critique dans le cas du BHP grâce au retrait endogène qui peut se développer dans les pores très fins lors de l'hydratation de ciment en causant des microfissures. Par contre, un BHP muris dans le but d'augmenter la quantité des hydrates paraît moins exigeant dans ce cas. De plus, certains auteurs pensent que grâce à la microstructure très fine des BHP, son mûrissement devient inutile et ne sert pas à augmenter sa résistance à la compression (Aïtcin [2001b]).

En effet, dans le cas du BHP, le  $E/L$  est très petit ainsi que, les espaces interparticulaires. Les hydrates formés à partir de l'eau de gâchage seul, paraissent suffisant pour combler un pourcentage important des vides intergranulaires. Par conséquent, la formation des nouveaux hydrates due à l'apport extérieur d'eau, devient plus difficile, à cause de la manque d'espace nécessaire dont les hydrates ont besoin pour se former.



### 2.5.6 Effet de la température du béton plastique et de la température de mûrissement sur le gain de la résistance du BHP

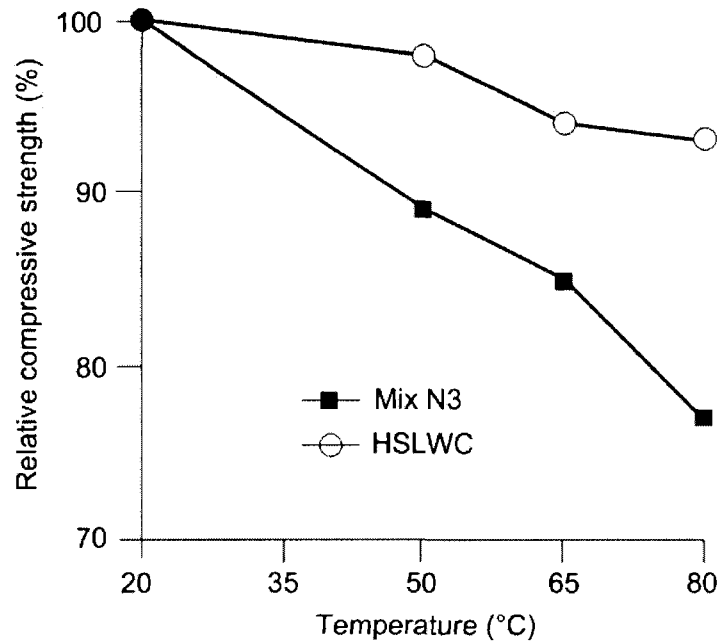
L'augmentation de la température du béton plastique et de la température de mûrissement raccourci la période dormante et accélère l'hydratation du liant. Par conséquent, la quantité des hydrates formés, qui elle même gouverne la résistance à jeune âge, augmente.

Pour un béton usuel, l'augmentation de la température du béton et de mûrissement favorise la formation rapide des hydrates externes au début. Il en résulte une microstructure plus lâche et faible et par conséquent, une diminution de la résistance à long terme (Aïtcin [2001a]). Par ailleurs, il sera important de voir si l'effet de l'augmentation de la température sur le BHP est la même que dans le cas du béton usuel (Khayat *et coll.* [1995]).

Des travaux menés par Tan et Gjorv [1996] ont montré que l'effet de la température de mûrissement sur la résistance à la compression exprimé en pourcentage de diminution, est plus petit dans le cas de BHP que dans le cas du béton usuel. La figure 2.23 montre que la résistance à la compression à 28 jours diminue de 11 %, 15 % et 23 % lorsque la température augmente de 20 à 50, 65 et 80 °C respectivement pour le béton usuel (Mix N3). Tandis que, elle est de 2 %, 6 % et 7 % dans le cas de béton léger à haute performance (HSLWC). Tan et Gjorv [1996] relient cela, au fait que, les grains de ciment sont tellement proches de façon que la quantité des hydrates formés dans la période initiale de mûrissement, sera suffisante pour remplir tous les espaces intergranulaires. Par conséquent, la diminution du taux d'hydratation dans la période qui suit, causé par l'augmentation de la température de mûrissement, n'affecte pas la résistance à long terme.

En outre, l'influence de la température de mûrissement sur la résistance à la compression à long terme des BHP dépend du type de liant ( Mak et Torii [1995]). Les

## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression



**Fig. 2.23** – *Effet de la température du mûrissement sur la résistance à la compression du béton (%)*, Tan et Gjorv [1996]

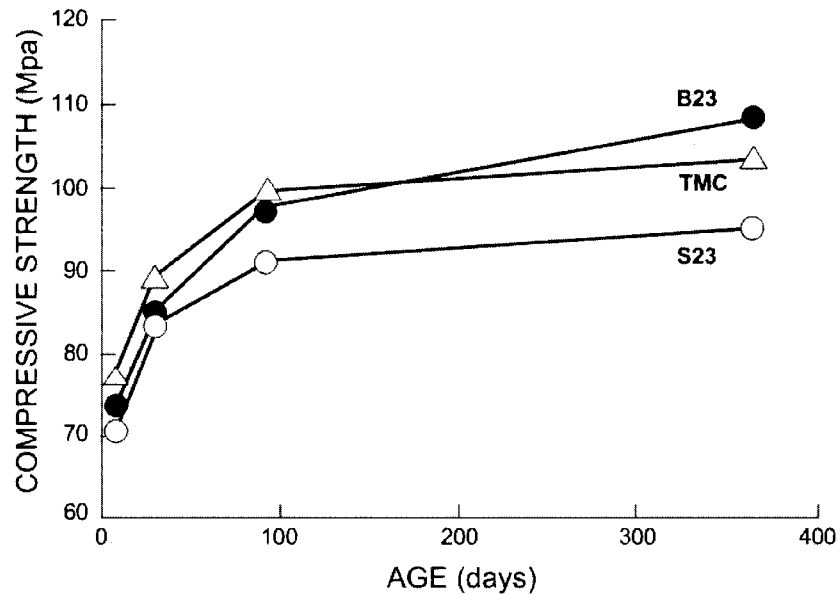
auteurs ont utilisé deux BHP avec le même E/L de 0,3, le premier (PC) contient seulement du ciment et le deuxième (SF) contient de plus de ciment de la fumée de silice. Trois types de cure ont été adoptés. Le premier mode de cure (B23) se fait dans un réservoir d'eau à 23 °C et est équivalent au mûrissement standard. Le deuxième (S23) se fait en couvrant les échantillons par une couche plastique collante à 23 °C qui peut être analogue à la partie du béton proche de la surface du béton in-situ. Le troisième mode de cure (TMC) se fait dans un réservoir d'eau dont la température est réglée de façon à avoir le même scénario que celle à l'intérieur d'un poteau et qui peut atteindre une température maximum de 70 °C après quelques heures.

La figure 2.24 montre que la résistance à la compression du béton (PC) est plus grande à jeune âge dans le cas du mûrissement (TMC) que dans le cas du (B23). Le développement de la résistance des cylindres mûris à (TMC) continue jusqu'à 1 an mais avec un taux plus lent que celui des cylindres mûris à (B23). De plus, à 1 an la résistance à la compression des cylindres mûris à (B23) est plus grande que celle des

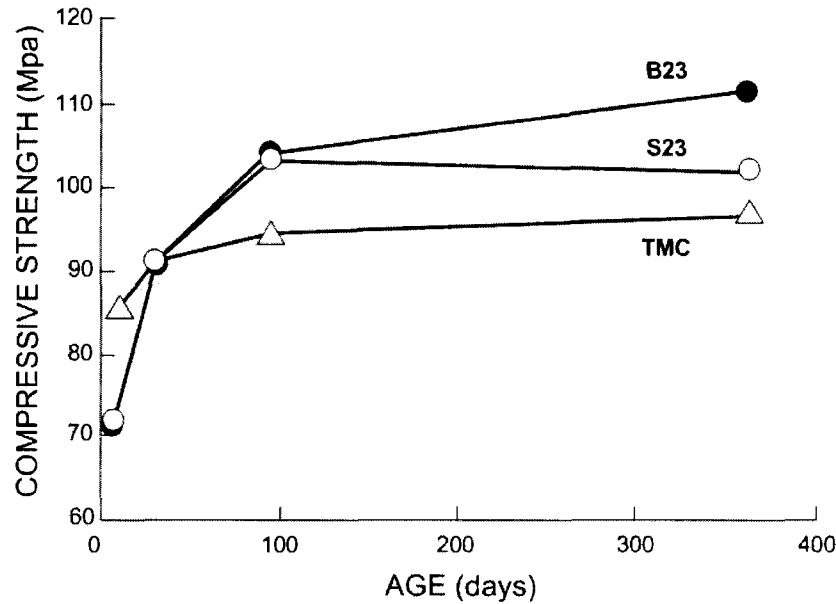
## 2.5 Effet du mûrissement sur le développement de la résistance en compression

mélanges mûris à (TMC). En outre, il paraît claire le développement plus rapide de la résistance à la compression du béton (PC) ayant subi un mûrissement (TMC) que celui subit un mûrissement (S23).

La figure 2.25 montre que la résistance à la compression du béton (SF) mûris à (TMC) est inférieur d'une façon significative à celui mûris à (B23). De plus, contrairement au cas du béton (PC), la résistance du béton (SF) à jeune âge est plus grande dans le cas du mûrissement (B23) que dans le cas du mûrissement (TMC). De même, la résistance à long terme pour un mûrissement (TMC) est plus petite que pour un mûrissement (S23).



**Fig. 2.24** – Développement de la résistance à la compression du BHP avec ciment seul (PC) sous différents modes de cure, Mak et Torii [1995]



**Fig. 2.25** – Développement de la résistance à la compression du BHP avec la fumée de silice (SF) sous différents modes de cure, Mak et Torii [1995]

## 2.6 Les propriétés de transport

### 2.6.1 La perméabilité et la diffusivité

La durabilité du béton s'explique, en grande partie, par la difficulté qu'ont les agents agressifs à pénétrer dans le réseau poreux des bétons. La perméabilité et la diffusivité, sont les deux paramètres qui caractérisent les propriétés de transport du béton. En effet, la perméabilité mesure l'écoulement du fluide sous gradient de pression à travers les pores du béton, tandis que la diffusivité mesure la diffusion des molécules à travers les pores du béton sous gradient de concentration (Buil et Ollivier [1996]).

En outre, la perméabilité et la diffusivité sont deux caractéristiques indépendantes l'une de l'autre étant donné qu'ils présentent deux mécanismes de transport différents. La perméabilité du béton dépend de la taille de ses pores et de leurs connectivités, tandis que la diffusivité ne dépend que de la connectivité des pores quelque soit leurs dimensions (Buil et Ollivier [1996]).

En effet, pour un cylindre de rayon  $r$ , de longueur  $L$ , (figure 2.26) le débit volumétrique  $Q$  traversant le cylindre est donné par la loi de Poiseuille (équation 2.14) :

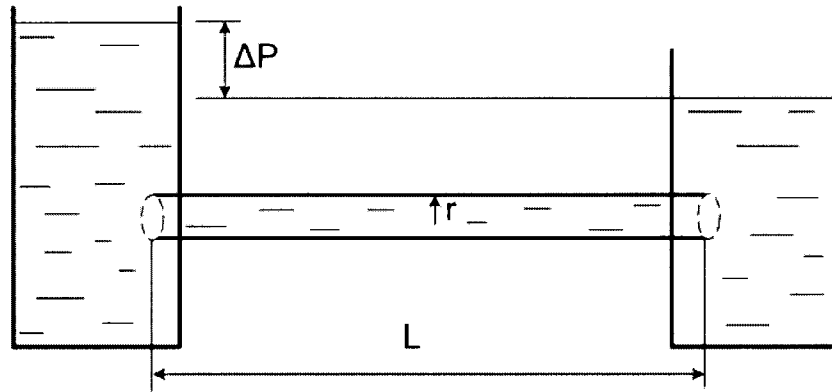
$$Q = \frac{\pi r^4}{8\mu} \cdot \frac{\Delta P}{L} \quad (2.14)$$

où :  $\Delta P$  : la différence de pression hydraulique entre les extrémités du cylindre

$\mu$  : la viscosité de l'eau

Donc la vitesse d'écoulement de l'eau dans le cylindre sera :

$$\nu = \frac{Q}{\pi r^2} = \frac{r^2}{8\mu} \cdot \frac{\Delta P}{L} \quad (2.15)$$



**Fig. 2.26** – Écoulement dans un pore sous l'effet d'un gradient hydraulique, Buil et Ollivier [1996]

L'équation 2.15 montre que, la vitesse d'écoulement de l'eau de viscosité  $\mu$ , dans un pore de longueur  $L$ , sous un gradient de pression  $\Delta P$  est proportionnelle au carré de son rayon.

Par ailleurs, dans les cas des pores extrêmement petits (cas fréquent dans le béton) (Buil et Ollivier [1996]), la viscosité  $\mu$  de l'eau augmente lorsque le rayon  $r$  du pore diminue. En effet, plus le rayon est petit, plus la quantité d'eau dans le pore est adsorbée sur la surface solide et ne se trouve plus en état libre. Par conséquent, la viscosité  $\mu$  à

prendre en compte dans la formule de Poiseuille devient plus grande (Quenard [1989]) et la vitesse d'écoulement  $\nu$  plus petite.

La vitesse de la diffusion des molécules ne dépend pas du rayon du cylindre. En effet, le facteur influençant la vitesse de la diffusion, pour une différence de concentration donné, est le nombre moyen des chocs des molécules en cours de la diffusion. Le nombre moyen des chocs dans une section donné dépend du nombre de collision entre les molécules eux-mêmes et le nombre de collision entre les molécules et les parois du pore traversant cette section (Buil et Ollivier [1996]).

Pour des rayons supérieur à quelques dizaines de nanomètres (cas du béton), le nombre de collision entre les molécules et les parois sera négligeable par rapport au nombre des collisions intermoléculaires au sein du cylindre (Buil et Ollivier [1996]). Comme la dimension des parois influence seulement le nombre de chocs entre les parois et les molécules, d'où l'indépendance entre la dimension des pores et la vitesse de la diffusion des molécules.

Afin de coupler les deux caractéristiques physiques de la durabilité (perméabilité et diffusivité), les deux essais suivants sont élaborés :

- porosité aux mercures ;
- perméabilité aux ions chlorures

La **porosité aux mercures** décrit la répartition porosimétrique du béton. Comme la forme géométrique des pores est très complexe, on considère que les pores ont la forme cylindrique de rayon  $r$ . L'essai se fait par injection de mercure dans l'échantillon du béton. En augmentant la pression d'injection au fur et à mesure, le mercure va remplir les pores de diamètre plus petit. D'après la loi de Laplace on peut à chaque pression, calculer le diamètre des pores remplis, en utilisant la formule 2.16 :

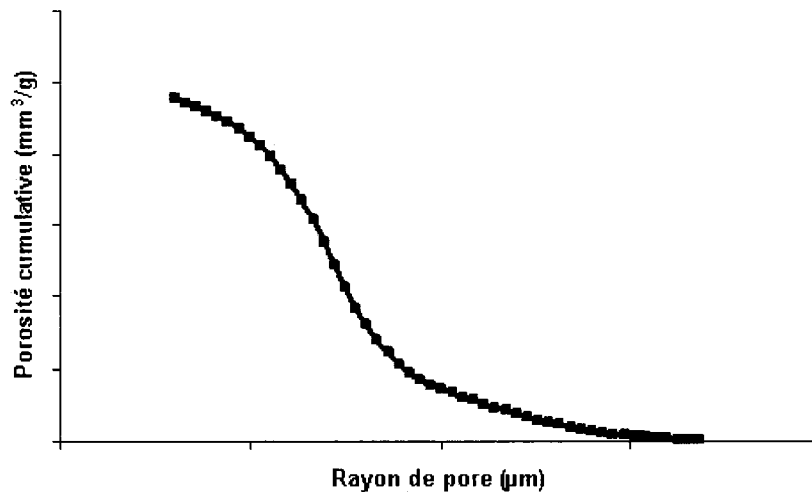
$$d = \frac{4\sigma}{P} \cdot \cos\theta \quad (2.16)$$

où :  $\sigma$  : la tension superficielle du mercure

$\theta$  : l'angle de raccordement du mercure au solide

P : la pression de l'injection.

Connaissant le volume du mercure injecté à la pression P, on peut en déduire le pourcentage de volume des pores de diamètre d (rayon r) par rapport au volume total des pores afin d'aboutir à tracer la courbe de la distribution de la taille des pores (figure 2.27).



**Fig. 2.27** – *Distribution volumétrique des pores*

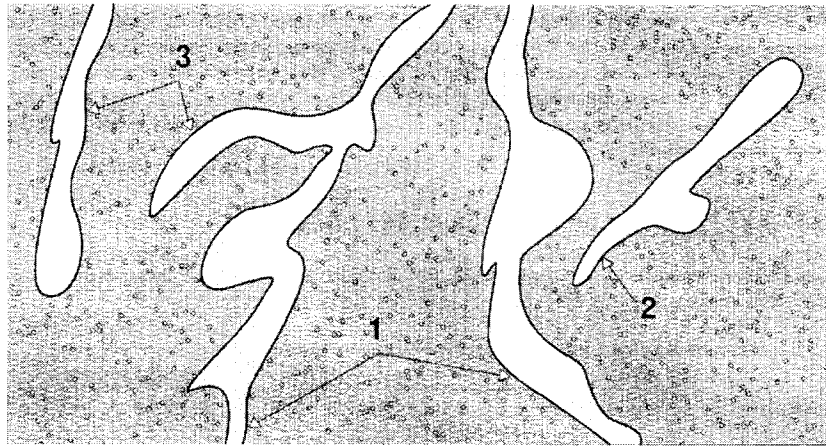
Plusieurs facteurs peuvent influencer les résultats de cet essai, les uns viennent des incertitudes pratiques (assèchement rapide, dessiccation, retrait, etc.) qui peuvent causer des microfissurations parasites dans l'échantillon et diminue la précision de l'essai. Les autres résultent du fait que l'essai ne prends pas en considération la forme exacte des pores tout en les considérant comme ayant la forme cylindrique et que tous les pores seront accessibles à la pénétration du mercure, ce qui n'est pas le cas. En effet, les pores peuvent être sélectionnés selon les trois catégories suivantes (figure 2.28 Buil et Ollivier [1996]) :

- *pores interconnectés* : ce sont les pores à travers lesquelles le fluide peut traverser

le milieu poreux, ils constituent des chemins préférentiels continus tout le long du milieu poreux,

- *pores isolés* : comme son nom l'indique, ces pores constituent un chemin fermé pour l'écoulement du fluide et se trouvent à l'intérieur du milieu sans connexion avec le milieu extérieur,
- *pores aveugles ou bras morts* : peuvent être classés entre les deux catégories cités ci-dessus, ils sont connectés au milieu extérieur d'un seul côté, donc accessible aux fluides extérieurs mais ne participent pas au transport.

Par conséquent, l'essai de la porosité aux mercures peut décrire les pores interconnectés et les pores aveugles mais pas les pores isolés et par suite ces derniers ne participent pas à la distribution des tailles des pores.

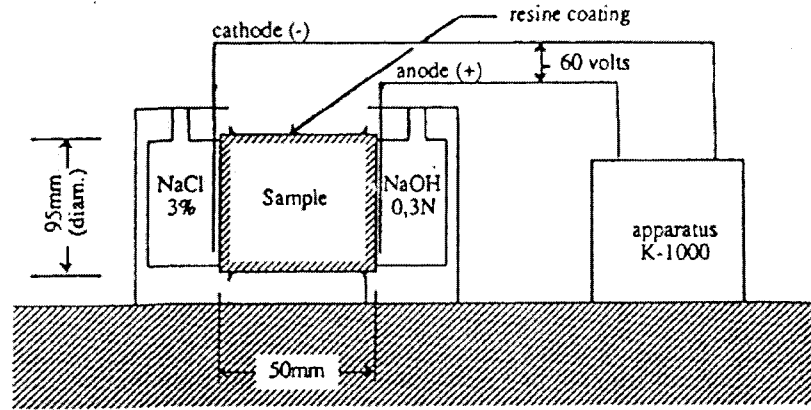


**Fig. 2.28** – Représentation schématique d'un solide poreux, Buil et Ollivier [1996]

L'essai de **perméabilité aux ions chlorures** (conductivité électrique) consiste à mesurer la charge en Coulomb, en appliquant une différence de potentiel égale à 60 volts pendant 6 heures, entre les deux extrémités de l'échantillon de forme cylindrique ( $\phi = 95$  mm,  $L = 50$  mm). La première extrémité est en contact avec une solution aqueuse de NaCl de 3 % de concentration (cathode) et la deuxième, avec une solution de NaOH (anode). La différence de concentration des ions chlorures entre les deux extrémités fait que, les ions chlorures migrent à travers l'échantillon, de la solution NaCl vers la solution



NaOH. Le débit ioniques sera capté par un appareil qui mesure la charge en Coulomb (figure 2.29).



**Fig. 2.29** – Schéma de la cellule de perméabilité aux ions chlorures

L'ASTM-C1202-97 classe la perméabilité aux ions chlorure selon le tableau 2.5 :

**Tab. 2.5** – La perméabilité aux ions chlorure, ASTM-C1202-97

Charge ayant traversée l'échantillon (Coulomb)	Perméabilité aux ions chlorures
> 4000	Forte
Entre 2000 et 4000	Moyenne
Entre 1000 et 2000	Faible
Entre 100 et 1000	Très faible
< 100	Négligeable

### 2.6.2 Facteurs influençant les propriétés de transport

#### 2.6.2.1 Effet du E/L

Le E/L influence grandement la porosité du béton du fait qu'il influence l'espace initial entre les grains de liant qui, à son tour, gouverne la dimension des pores capillaires.

Lorsque le  $E/L$  augmente, l'espace intergranulaire augmente et pour un même degré d'hydratation le volume des pores capillaires augmente.

La perméabilité du béton dépend du volume total des pores capillaires et de leurs dimensions. En effet, plus la dimension de pores est grande, plus la vitesse d'écoulement du fluide est grande et plus leur degré d'interconnectivité est grand. Par la suite, la perméabilité et la diffusivité du béton augmentent avec les chemins préférentiels de passage des agressifs.

Selon Powers [1959] et Jensen et Hansen [2001], théoriquement, le degré d'hydratation et les pores capillaires de la pâte de ciment peuvent être interprétés selon les valeurs du  $E/C$  suivants :

- $\geq 0,7$ , les pores capillaires seront toujours interconnectés même pour un degré d'hydratation de ciment égale à 1
- $> 0,42$ , les pores capillaires contiendront toujours de l'eau libre même après la fin de la réaction d'hydratation
- $= 0,42$ , la quantité d'eau de gâchage est la quantité juste nécessaire pour hydrater complètement le ciment portland
- $0,36 \leq E/C < 0,42$ , l'hydratation complète du ciment peut être atteindre, en apportant de l'eau de l'extérieur
- $< 0,36$ , l'hydratation complète du ciment ne peut être jamais atteindre.

Il est important de souligner que la partie anhydre des grains de ciment ne constitue pas un point faible de point de vu résistance et durabilité du béton. Par conséquent, plus le rapport  $E/L$  diminue même au déca du 0,36, là où la quantité des anhydres augmentent lorsque le rapport  $E/L$  diminue, mieux sont la résistance à la compression et la durabilité du béton.

En outre, dans le cas du faible  $E/L$ , il suffit une petite quantité des hydrates pour créer le pont de percolation entre les différents constituants du béton et fournir ainsi au béton ses propriétés mécaniques. Ceci explique la résistance à la compression

relativement élevée que peut développer un tel béton à court terme par rapport à un béton qui a un E/L élevé (Gagné [2005]).

### 2.6.2.2 Effet de la durée de cure humide

La cure humide assure la quantité d'eau nécessaire pour la production continue des hydrates, tout en hydratant le restant de ciment anhydre que l'eau de gâchage n'a pas pu le faire durant les premières heures. L'effet de la durée de cure humide sur la perméabilité et sur la diffusivité du béton augmente avec le E/L et avec le pourcentage des ajouts cimentaires.

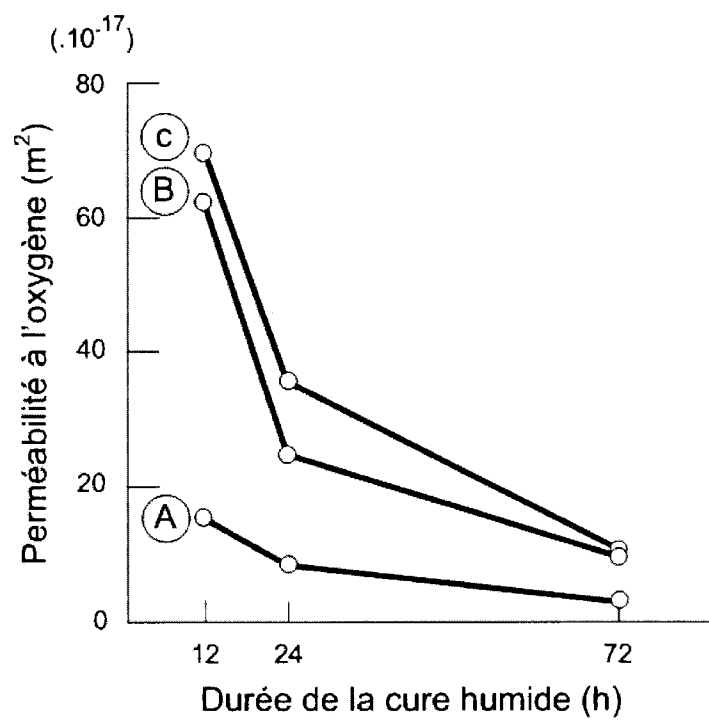
En effet, lorsque le E/L augmente, la quantité des hydrates nécessaires pour combler le volume des pores afin d'atteindre la même porosité augmente. Ceci nécessite une durée de cure humide plus prolongée pour fournir la quantité d'eau nécessaire à la réaction d'hydratation.

En outre, l'effet de la durée de cure humide augmente avec le pourcentage du laitier, étant donné que, la réaction d'hydratation du laitier commence plus tard dans quelques jours. Cette réaction qui nécessite de l'eau, fait que, la durée de cure humide doit être plus longue pour permettre la fabrication continue des hydrates à partir du laitier.

Pomeroy [1987] a comparé l'effet de la cure humide sur la perméabilité du béton à l'oxygène entre un béton confectionné avec du ciment seul (CPA) et du béton avec 55 % du laitier. La figure 2.30 montre que l'influence de la durée de cure humide est beaucoup plus grande dans le cas du béton avec 55 % du laitier que celui contenant juste du ciment.

### 2.6.2.3 Effet du laitier

Autre les effets bénéfiques sur l'environnement, la substitution d'une quantité de ciment par du laitier peut améliorer certaines propriétés du béton. En effet, le laitier qui

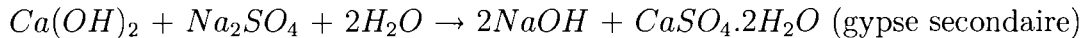


**Fig. 2.30** – Influence de la durée de cure humide sur la perméabilité de bétons réalisés avec diverses catégories de ciments : A = CPA, B = CPJ à 30 % de cendres volantes et C = CHF à 55 % de laitier Pomeroy [1987]

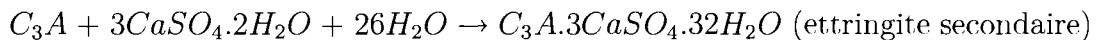
réagit avec la portlandite pour former des nouveaux C-S-H, va diminuer la perméabilité et surtout la diffusivité du béton. De même, il va augmenter sa résistance aux sulfates, à la réaction alcalis-granulats, à la carbonatation, à la corrosion des armatures dans le béton armé, au lessivage, etc.

L'attaque des sulfates se fait selon les deux étapes successives suivantes :

- Formation de gypse secondaire (dans le cas du sulfate de sodium)



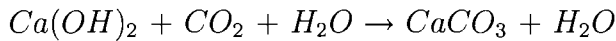
- Formation d'ettringite secondaire



Et comme la formation de l'ettringite secondaire est expansive, le béton qui est déjà durci se fissure et se dégrade.

Le laitier qui vient de consommer une grande partie du  $Ca(OH)_2$  élimine en grande partie la première étape citée ci-dessus et prévient la formation du gypse secondaire nécessaire à la formation de l'ettringite secondaire.

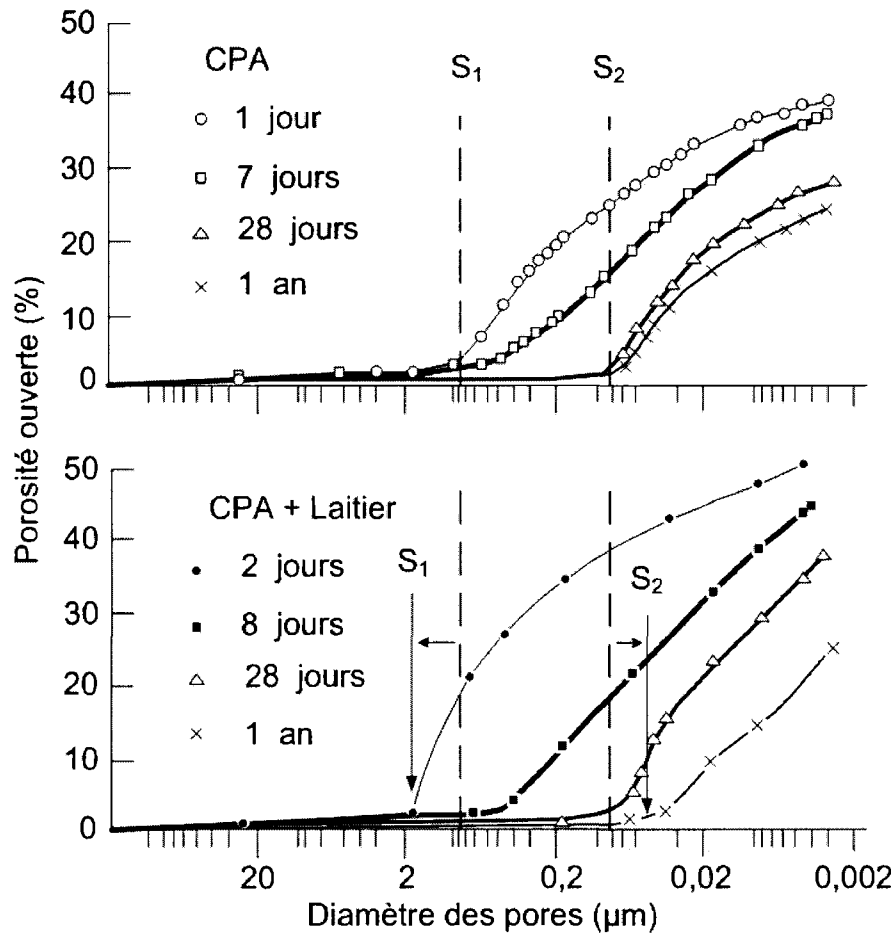
Le mécanisme de la carbonatation est le suivant :



Et en éliminant le facteur portlandite, la réaction de carbonatation va être atténuée d'une façon significative.

Le volume des pores capillaires et l'interconnectivité des pores augmentent à jeune âge avec le pourcentage du laitier grâce à l'hydraulicité latente de ce dernier. Mais, suite à une cure humide adéquate, la porosité capillaire finale peut être du même ordre de grandeur avec une diminution de la taille des grands pores en augmentant la substitution du ciment par du laitier. En effet, Feldman [1983] a étudié l'influence de l'ajout du 70 % du laitier dans le cas de pâtes de ciment de E/L de 0,45 sur la porosité dans le temps. La figure 2.31 montre que la présence du laitier augmente les pores de plus grande dimension ( $s_1$ ) à jeune âge. Par contre, l'utilisation de laitier à long terme raffine les plus gros pores ( $s_2$ ). La porosité du béton avec du laitier dépend grandement de la réactivité du laitier

(Grade 80, 100 et 120), de la durée de cure humide et de la température du béton.



**Fig. 2.31** – Influence de l'addition de laitier sur l'évolution de la structure porosimétrique des pâtes au cours du temps, Feldman [1983]

### 2.6.2.4 Effet de la fumée de silice

Le remplacement de 3 % à 5 % du ciment par de la fumée de silice a des effets bénéfiques sur la durabilité du béton pour les raisons suivantes :

- diminution de la quantité d'eau de gâchage et par suite du E/L, pour une même maniabilité,
- amélioration de la zone de transition (granulats-pâte). En effet, l'excès d'eau dû,

soit à l'effet de parois, soit au ressuage fait que la porosité et la concentration du  $Ca(OH)_2$  dans cette zone sont élevées. La granulométrie très fine des particules de la fumée de silice permette à ses grains de pénétrer à travers les grains du liant vers l'interface pâte - granulat. Ceci étant, les particules de la fumée de silice réagissent avec la portlandite pour donner de silicate de calcium hydraté C-S-H et par suite densifie la zone de transition,

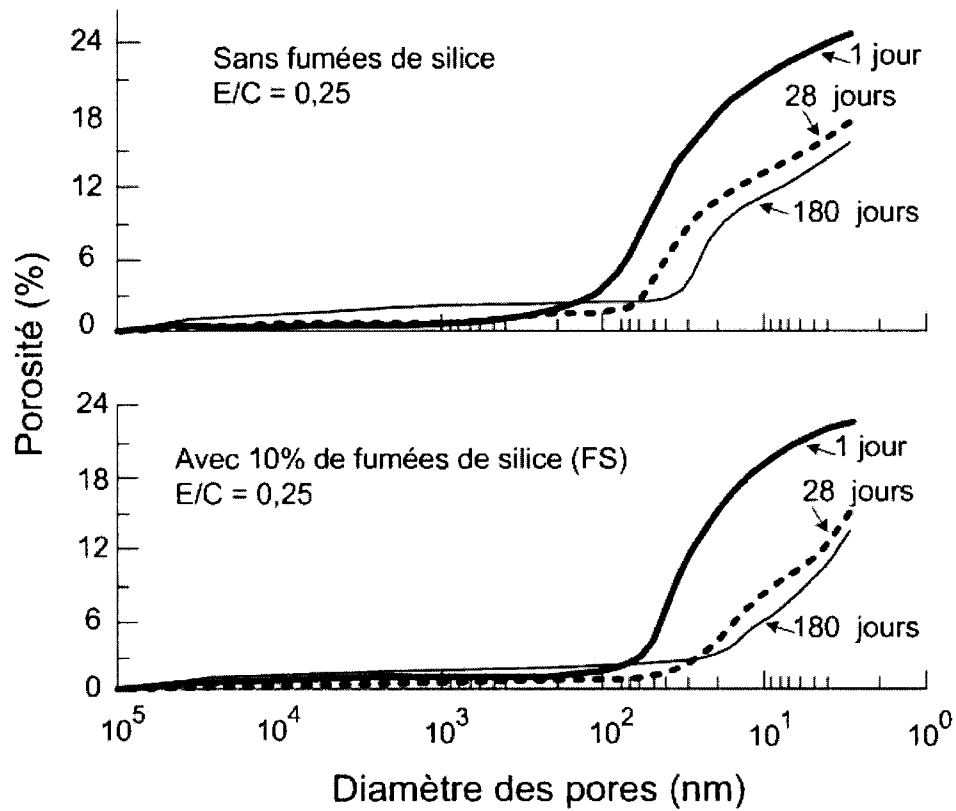
- L'effet pouzzolanique permet aux grains de la fumée de silice de combiner avec la portlandite pour faire des nouveaux C-S-H et par suite améliore la durabilité du béton,
- L'effet filler est une propriété de la granulométrie optimale du béton et tout particulièrement optimum en éléments fins. Les particules très fin de la fumée de silice viennent de combler les espaces entre les grains fins de liant en augmentant la tortuosité, tout en obstruant les chemins préférentiels de transport, d'où l'effet magique de l'ajout de la fumée sur la pénétration aux ions chlorures.

Feldman et Huang [1985] ont étudié l'influence de l'ajout de 10 % de la fumée de silice pour des pâtes de ciment de E/L de 0,25. Ils ont trouvé que la fumée de silice a raffiné les plus gros pores alors que, la porosité est à peine changée (figure 2.32).

### 2.6.2.5 Effet de la température

On se contente de parler dans ce paragraphe de l'effet de la température élevée. En général, plus la température du béton est élevée, moins bonne est la résistance à la compression à long terme et moins bonne est la durabilité du béton. En outre, la plupart des réactions de dégradation sont thermoactivées (carbonatation, attaques des sulfates, corrosion, etc.) et une augmentation de la température accélère ces réactions et mène ainsi, à une détérioration plus rapide du béton.

Par ailleurs, l'augmentation de la température au sein du béton à l'état frais, augmente sa porosité du fait qu'elle augmente le volume absolu de l'eau et de l'air. De



**Fig. 2.32** – Courbes de fréquence porosimétrique de pâtes de ciment : influence des fumées de silice en présence de fluidifiant, Feldman et Huang [1985]



plus, pour une même maniabilité, l'augmentation de la température du béton frais exige une augmentation de l'eau de gâchage et par suite une augmentation du E/L.

Cependant, l'augmentation de la température accélère la formation des hydrates dans les premières heures, en formant une couche de C-S-H relativement épaisse autour des grains de ciment. Cette couche entrave la diffusion de l'eau à l'intérieur du grain de ciment et nuire par suite le processus continue de l'hydratation.

De plus, la cumulation rapide des hydrates formés sur la périphérie des grains de ciment entraîne une non-uniformité dans la distribution des hydrates qui seront plus concentrés sur les grains de ciment que dans l'espace intergranulaires.

En outre, les hydrates formés à température élevée, sont moins amorphes et mieux cristallisés et les C-S-H se transforment en afwillite et en tobermorite (Vernet [1996]). De plus, l'ettringite se décompose au-delà d'une température de 80 °C et peut causer de fissuration à l'intérieur du béton (Vernet [1996]).

## 2.7 Conclusions et originalité de l'étude

Le premier objectif de l'étude était d'évaluer la performance à l'état frais des plusieurs BAP dans le temps dans des conditions chaudes. Des nombreuses études ont traité ce sujet, tout en analysant l'effet des constituants et de la température du béton sur la rhéologie du BAP. Ces études discutent l'effet du type de liant (ajouts cimentaires), du E/L, du type de SP et de la température sur la viscosité et le seuil de cisaillement du BAP. L'étude bibliographique a montré que l'effet combiné de ces paramètres sur la rhéologie varient selon le cas et peut influencer la rhéologie dans deux sens opposés.

La présente étude comporte sur des liants grandement utilisés dans la pratique courante à temps chauds, avec des faibles E/L afin d'avoir des bétons fluides et durables, avec différents types de SP. La performance du béton frais sera examinée dans un temps équivalent à celui nécessaire pour le transport du béton et dans des conditions

climatiques chaudes.

Le deuxième objectif traite l'influence de mûrissement sur le développement de la résistance à la compression. Les études menées par plusieurs auteurs montrent l'influence des ajouts cimentaires sur le développement de la résistance à court terme. L'énergie d'activation augmente avec la teneur en laitier. Ceci peut être avantageux dans les conditions chaudes vis-à-vis la résistance à jeune âge. La norme ASTM-C1074-04 présente la méthode de calcul de l'énergie d'activation et de l'âge équivalent.

De plus, l'idée que pourraient laisser dans les esprits les nombreuses publications qui dit *à long terme, plus la température initiale est élevée moins bonne sont les résistances* (Chanvillard et Laplante [1999]) constitue une lacune. En effet, une telle généralisation reste toujours vague et nécessite une clarification afin de répondre aux questions suivantes : Est-ce que toute augmentation de la température du béton et du mûrissement entraîne nécessairement une diminution de la résistance à long terme ? Existe-il un seuil de température en bas duquel cette règle n'est plus valable ? Ceci est-il valable quelque soit le type de liant ? L'étude compare la résistance à 56 jours des BAP confectionnés et muris à deux températures différentes, dont l'une constitue la température de référence et est égale à 20 °C et l'autre sera similaire aux conditions chaudes.

L'effet significatif de l'ajout de la fumée de silice sur la pénétration aux ions chlorures était déjà montré par des nombreuses publications. Malgré que l'ajout de la fumée de silice diminue la dimension des plus gros pores, son effet sur le volume total des pores capillaires reste toujours petit. L'ajout du laitier augmente la porosité à jeune âge, d'où la nécessité d'une cure humide prolongé afin de raffiner les pores capillaires. L'étude suivante traite l'effet du E/L et de la cure sur la porosité et la diffusivité selon le type de liant.

Le chapitre suivant comporte le plan expérimental, la nature des matériaux utilisés et la formulation des BAP ainsi que le protocole et la séquence d'essais utilisés dans cette étude.

# Chapitre 3

## Plan expérimental, matériaux et méthodes

### 3.1 Introduction

Pour rappel, le but de l'étude entreprise dans cette mémoire est de développer des BAP à haute performance et d'évaluer leur performance à l'état frais ainsi qu'à l'état durci, vis-à-vis les paramètres suivants :

- le type du liant utilisé (liant avec du laitier et/ou de la fumée de silice)
- le type de superplastifiant (polycarboxylates et polysulfonates naphthalènes)
- le rapport E/L
- la température du béton et du mûrissement
- la durée du cure humide

Les tests à l'état frais sont : l'étalement, le J-ring, le L-box et la rhéologie. La mesure de la température et de l'air entrainé est prise à 20 et 90 min après le contact eau-ciment. Les tests sur BAP durci sont : la résistance à la compression à 1, 3, 28 et 56 jours, la perméabilité aux ions chlorures et la porosité au mercure à 56 jours.

Le programme expérimental se divise en deux phases. Dans la première phase (phase 1), le béton est confectionné à une température de  $30 \pm 2$  °C et mûri dans une

## 3.2 Présentation du plan expérimental

---

chambre environnementale dont la température était fixée à  $35 \pm 2$  °C. Les travaux de la deuxième phase (phase 2) ont été effectués avec un béton fabriqué et mûri à une température de  $20 \pm 2$  °C.

Le dosage des constituants des BAP adopté dans cette étude, dérive des formules de base utilisée par l'Université de Sherbrooke. Le gros granulat étant le 14 mm afin d'améliorer la stabilité du BAP. Les dosages du sable, du 5-10 et du 5-14 mm ont été déterminés de façon à optimiser la compacité du squelette granulaire. La teneur en liant est de 480 kg/m<sup>3</sup> afin d'augmenter le volume de la pâte.

Le dosage en SP était déterminé pour avoir un étalement initial de  $720 \pm 30$  mm. De plus des deux SP, un retardateur de prise-réducteur d'eau (CP 315) est également utilisé dans tous les mélanges à raison de 1,25 l/m<sup>3</sup>.

Le mûrissement avec cure humide se fait par l'immersion des cylindres du béton dans des chaudières d'eau placées dans la chambre environnementale correspondante à chacune des deux phases. Le mûrissement sans cure humide se fait par mettre les cylindres à l'extérieur des chaudières d'eau et à l'intérieur de la chambre environnementale.

## 3.2 Présentation du plan expérimental

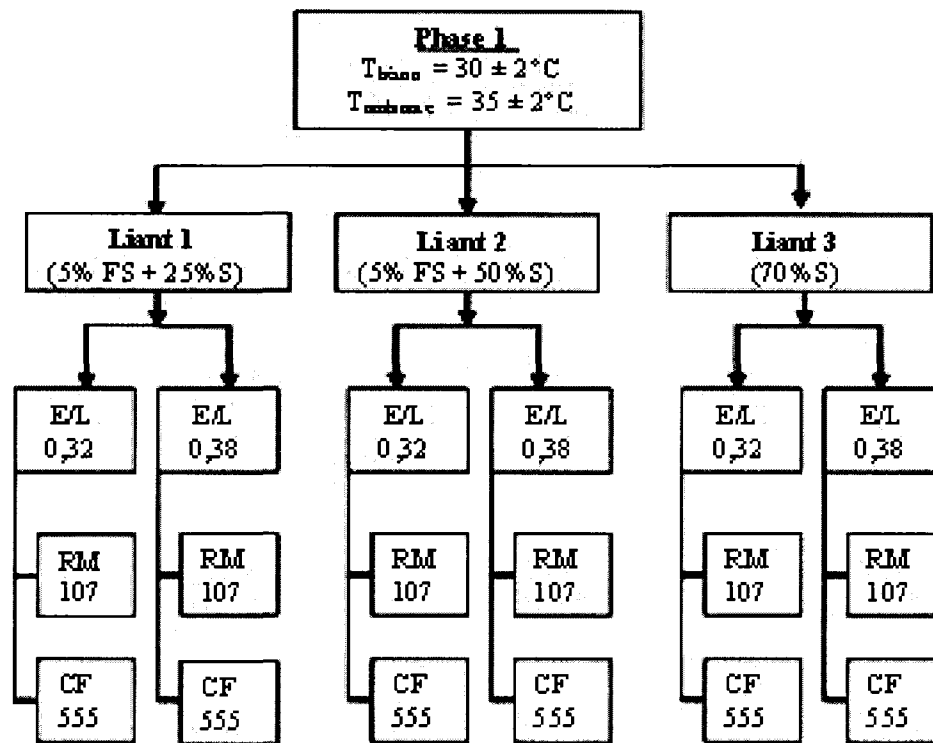
### 3.2.1 Plan expérimental

L'étude comporte les deux phases suivantes (figure 3.1) :

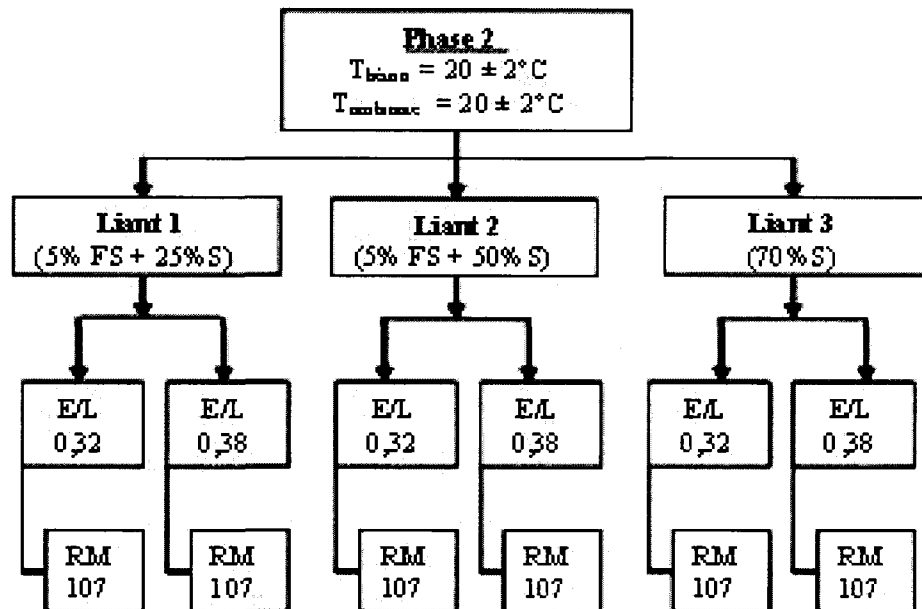
Phase 1 : Le béton est confectionné à une température initiale de  $30 \pm 2$  °C, puis mûri à une température de  $35 \pm 2$  °C. Les matériaux ont été stockés dans la chambre environnementale et la température de l'eau de gâchage est ajustée de façon à obtenir une température initiale du béton de  $30 \pm 2$  °C.

En effet, pour des raisons pratiques, le malaxage se fait à l'extérieur de la chambre environnementale à une température inférieure à 35 °C. Ceci peut provoquer une di-

### 3.2 Présentation du plan expérimental



(a)



(b)

Fig. 3.1 – Présentation du programme expérimental (a) Phase 1 (b) Phase 2

minution de la température des matériaux en cours de la préparation et en cours du malaxage. Par conséquent, il était nécessaire d'ajuster la température de l'eau de gâchage pour atteindre la température initiale requise du béton.

Le temps de malaxage et de l'ajustement de la demande en SP pour obtenir l'étalement initial requis de  $720 \pm 30$  mm était d'environ 20 min. À part le test de la rhéologie qui se fait à l'intérieur de la chambre environnementale, les autres essais se déroulent à l'extérieur de la chambre, dans la zone de malaxage. Deux séries des tests ont été élaborés, la première est à 20 min et la deuxième est à 90 min, après contact eau liant. Entre les deux séries des tests, le béton était transporté à la chambre environnementale et stagné couvert. Ensuite, à 90 min, le béton était ramené au malaxeur pour malaxer pendant 2 min avant de réaliser la deuxième série des essais.

Afin d'élaborer les tests à l'état durci, 36 échantillons cylindriques de dimension 100 x 200 mm ont été confectionnés et déposés dans la chambre environnementale, à l'extérieur des chaudières d'eau et couverts pendant 24 heures, jusqu'au moment de démoulage.

Phase 2 : Le béton est confectionné et mûri à une température de  $20 \pm 2$  °C. Le même démarche se fait dans la phase 2 que dans la phase 1, sauf que, la chambre environnementale et le lieu du malaxage sont tous à la même température de  $20 \pm 2$  °C. De plus, le béton demeure dans la bétonnière pour atteindre le temps 90 min après contact eau-liant au lieu d'être transporter à la chambre environnementale comme dans la phase 1.

## 3.2.2 Paramètres d'étude et objectifs

### 3.2.2.1 Type de liant

Vu les avantages provenant de l'utilisation du laitier et de la fumée de silice sur les propriétés du BAP à l'état frais et à l'état durci, trois types du liant ont été adoptés dans cette étude, comme suit :

- Liant 1 : 70 % ciment (GU) + 25 % laitier + 5 % fumée de silice
- Liant 2 : 45 % ciment (GU) + 50 % laitier + 5 % fumée de silice
- Liant 3 : 30 % ciment (GU) + 70 % laitier

Ces trois types de liant ont été choisis dans le but d'évaluer la performance de la composition binaire et ternaire du liant couplée avec la température du béton et du mûrissement. Cette évaluation comporte sur la demande en SP, la perte de la maniabilité, l'évolution de la rhéologie et de la résistance à la compression, l'énergie d'activation et les propriétés de transport. Il est à souligner que, le liant contenant 70 % du laitier est couramment utilisé dans les pays du Golfe Persique. Ceci, pour pallier aux problèmes du montée de température et pour améliorer la résistance du béton aux attaques des sulfates et à la corrosion.

#### 3.2.2.2 Rapport E/L

Les deux E/L de 0,32 et 0,38 ont été adoptés pour assurer des bétons à haute performance. L'évaluation de la demande en SP, le comportement rhéologique et le développement de la résistance ainsi que, les propriétés de transport étaient établies en fonction du E/L.

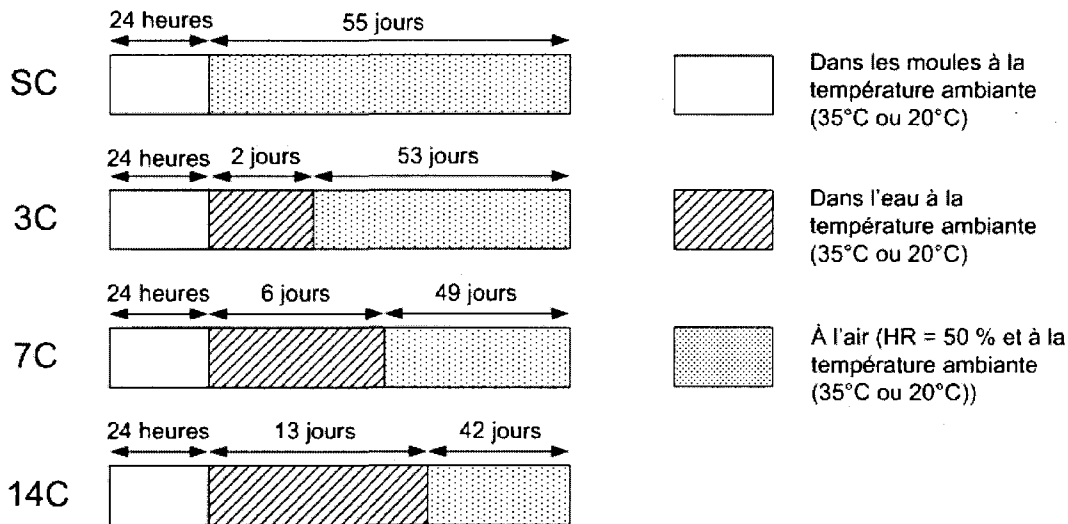
#### 3.2.2.3 Type de superplastifiant

Deux types de SP ont été utilisés, le premier est le RM 107 qui est à base de polycarboxylate (PCP), le deuxième est le CF 555 à base polynaphtalène sulfonate (PNS). Ce choix des deux types de SP est justifié, afin d'évaluer leur performance vis-à-vis la demande en SP, le maintien de la fluidité dans le temps, l'influence sur la cinétique d'hydratation et les propriétés mécaniques en fonction de la température.

### 3.2.2.4 Mode de cure

Le lendemain, 24 heures après la confection des échantillons, ces derniers ont été démoulés et soumis à différents modes de mûrissement. Quatre modes de cure sont appliqués (figure 3.2) :

- Sans cure humide (SC) ;
- 2 jours de cure dans l'eau (3C) ;
- 6 jours de cure dans l'eau (7C) et
- 13 jours de cure dans l'eau (14C).



**Fig. 3.2 – Différents modes de cure**

Pour la phase 1, les chaudières d'eau où les échantillons sont mises, se trouvent à l'intérieur de la chambre environnementale dont la température est de  $35 \pm 2^\circ\text{C}$ . Pour la phase 2, la température de l'eau dans les bassins d'eau est de l'ordre de  $20 \pm 2^\circ\text{C}$ .

Les différents modes de cure ont été choisis pour évaluer l'influence de la durée de cure humide en fonction du type du liant et de la température sur les propriétés mécaniques et les propriétés de transport. Ils nous permettent aussi, d'estimer la durée de cure humide à partir de laquelle le gain de la résistance mécanique devient minime,



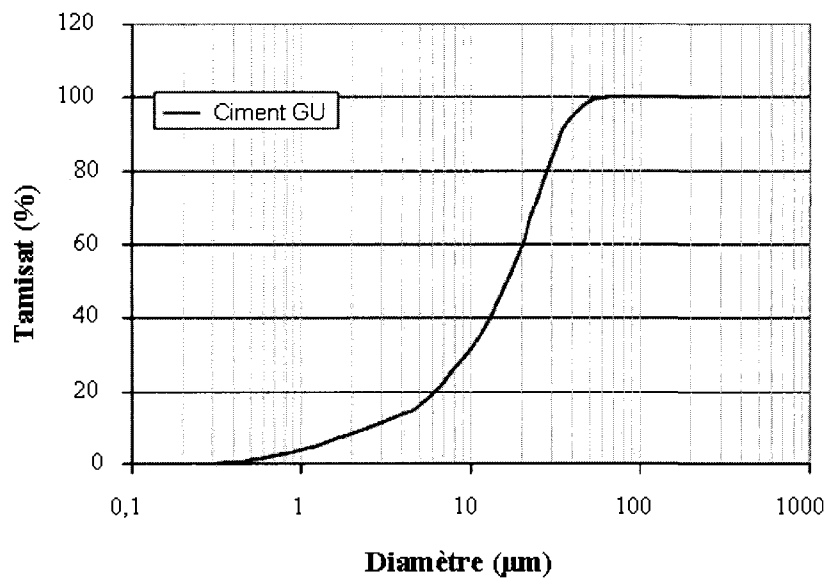
en fonction du type du liant, de rapport E/L et de la température.

## 3.3 Nature des constituants et formulation des BAP

### 3.3.1 Nature des constituants

#### ■ Le ciment

Tous les mélanges ont été fabriqués avec un ciment portland d'usage général (GU) qui a une densité de 3,1 et une finesse Blaine de  $414 \text{ m}^2/\text{kg}$ . Les propriétés chimiques ainsi que la courbe granulométrique du ciment utilisé sont présentées dans le tableau 3.1 et la figure 3.3, respectivement.



**Fig. 3.3** – Courbe granulométrique du ciment utilisé

#### ■ Le laitier

Un laitier de hauts fourneaux par la cimenterie St-Laurent ayant une densité de 2,9, une surface spécifique de  $417 \text{ m}^2/\text{kg}$  et un indice d'activité de 101 est également utilisé.

#### ■ La fumée de silice

### 3.3 Nature des constituants et formulation des BAP

---

**Tab. 3.1** – Analyse chimique et composition du ciment GU

Identification	% en masse
Bioxyde de silicium ( $SiO_2$ )	20,53
Oxyde d'aluminium ( $Al_2O_3$ )	4,95
Oxyde de fer ( $Fe_2O_3$ )	1,72
Oxyde de calcium total ( $CaO$ )	62,93
Oxyde de magnésium ( $MgO$ )	1,96
Trioxyde de soufre ( $SO_3$ )	3,50
Oxyde de potassium ( $K_2O$ )	0,92
Oxyde de sodium ( $Na_2O$ )	0,14
$Na_2O_{eq.}$	0,75
Bioxyde de titane ( $TiO_2$ )	0,21
Pentoxyde de phosphore ( $P_2O_5$ )	0,14
Oxyde de strontium ( $SrO$ )	0,11
Trioxyde de manganèse ( $Mn_2O_3$ )	0,06
Trioxyde de chrome ( $Cr_2O_3$ )	0,01
Oxyde de zinc ( $ZnO$ )	0,02
Perte au feu	2,81
Silicate tricalcique ( $C_3S$ )	54,5
Silicate dicalcique ( $C_2S$ )	17,8
Aluminate tricalcique ( $C_3A$ )	10,2
Ferroaluminate tétracalcique ( $C_4AF$ )	5,2

### 3.3 Nature des constituants et formulation des BAP

La fumée de silice est également fournie par la cimenterie St-Laurent.

#### ■ Les granulats

Les gros granulats utilisés sont une combinaison de deux granulats de 5-14 mm et 5-10 mm en proportion massique de 80 % et 20 % respectivement, afin d'avoir une bonne compacité. Ils sont fournis par la compagnie Bétons Aimé Côté Inc. de Sherbrooke. Les granulats de 5-14 mm ont une densité de 2,71 alors que les granulats de 5-10 mm ont une densité de 2,72. Ces granulats ont un coefficient d'absorption respective de 0,38 % et de 0,57 %.

Le sable utilisé est fourni par la compagnie Béton Aimé Côté Inc. Sa densité est égale à 2,64 et son coefficient d'absorption est égal à 1,43. La granulométrie du sable est présentée dans le tableau 3.2 et celle des gros granulats est présentée dans le tableau 3.3 et les figures 3.4 et 3.5.

**Tab. 3.2** – *Distribution granulométrique du sable*

Ouverture du tamis (mm)	Tamisât (%)	Fuseau normalisé
10	100	—
5	98	100 - 94
2,5	92	100 - 80
1,25	79	90 - 50
0,63	56	66 - 24
0,315	21	34 - 10
0,16	5	10 - 2
0,08	1	—
plat	0	—

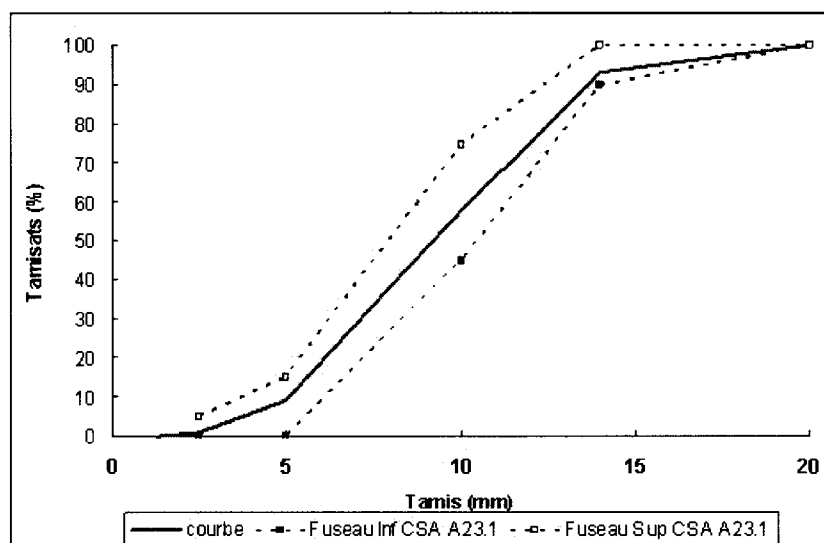
#### ■ Les adjuvants

Le superplastifiant à base de polycarboxylate qui a été utilisé est le RM 107. Il est à base de multicarboxylate et est commercialisé par Sodap, sous forme liquide, de couleur blanc-jaunâtre. Sa densité est de  $1,10 \pm 0,01$  et le dosage recommandé est de 600 à 1800 ml par 100 kg de ciment. Le deuxième adjuvant

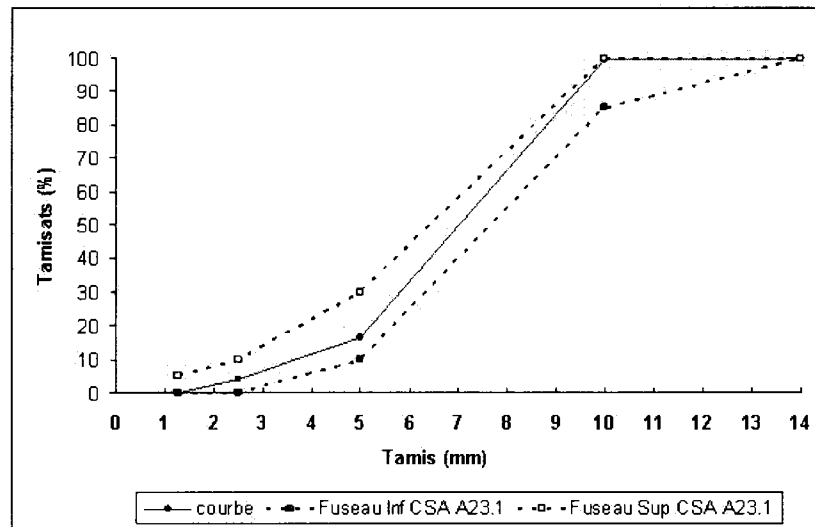
### 3.3 Nature des constituants et formulation des BAP

**Tab. 3.3** – *Distribution granulométrique des gros granulats*

Ouverture du tamis (mm)	Tamisât (%)	
	Gros granulat 5-10 mm	Gros granulat 5-14 mm
40	100	100
28	100	100
20	100	100
14	100	93
10	100	58
5	16	9
2,5	4	1
1,25	3	1
Plat	0	0



**Fig. 3.4** – *Courbe granulométrique des granulats 5-14 mm*



**Fig. 3.5** – *Courbe granulométrique des granulats 5-10 mm*

est le CF 555. Ce superplastifiant est à base de polynaphtalènes sulfonés (PNS) et commercialisé par Sodap, sous forme liquide, de couleur brun. Sa densité est de 1,215 - 1,225 et le dosage recommandé est de 450 à 2000 ml par 100 kg de ciment.

Le retardateur utilisé est le CP 315, il est à base de lignosulfonates modifiés et commercialisé aussi par Sodap, sous forme de liquide brun foncé. Sa densité est 1,175 - 1,185 et le dosage recommandé est de 400 à 1800 ml par 100 kg de ciment. Le CP 315 est au même temps un réducteur d'eau, mais son utilisation dans cette étude revient à aider le SP à diminuer la perte de la fluidité du BAP dans le temps.

#### 3.3.2 Formulation des BAP

Les formules des BAP utilisées se dérivent des formules de base, développé à l'Université de Sherbrooke. Pour chaque type de superplastifiant, E/L et température initiale du béton, le dosage en superplastifiant est ajusté pour avoir un diamètre d'étalement de  $720 \pm 30$  mm.

### 3.3 Nature des constituants et formulation des BAP

La phase 1 est composée de 12 mélanges (A1, A2, ... A12) dont 6 mélanges sont plastifiés avec du SP à base de polycarboxylate RM 107 et les autres 6 mélanges par le SP à base de polynaphtalène sulfonate CF 555 (tableau 3.4). La phase 2 est composée de 6 mélanges fluidifiés avec du polycarboxylate (T1, T2, ... T6) (tableau 3.5).

**Tab. 3.4** – Dosage des mélanges de la phase 1

Phase 1	$T_{Ambiante} = 35 \pm 2 \text{ °C} - T_{Béton} = 30 \pm 2 \text{ °C}$											
Liant	5 % SF + 25 % S				5 % SF + 50 % S				70 % S			
E/L	0,32		0,38		0,32		0,38		0,32		0,38	
Mélanges	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	A11	A12
Ciment (GU) ( $kg/m^3$ )	336	336	336	336	216	216	216	216	144	144	144	144
Laitier ( $kg/m^3$ )	120	120	120	120	240	240	240	240	336	336	336	336
Fumée de silice ( $kg/m^3$ )	24	24	24	24	24	24	24	24	0	0	0	0
Liant total ( $kg/m^3$ )	480	480	480	480	480	480	480	480	480	480	480	480
Eau ( $kg/m^3$ )	154	154	183	183	154	154	183	183	154	154	183	183
Gros granulats 5-14 mm ( $kg/m^3$ )	753	753	720	720	750	750	717	717	750	750	717	717
Gros granulats 5-10 mm ( $kg/m^3$ )	189	189	181	181	188	188	180	180	190	190	180	180
Sable ( $kg/m^3$ )	833	833	796	796	829	829	792	792	825	825	790	790
RM 107 ( $L/m^3$ )	5,5	0	4	0	6	0	3,25	0	0	4,4	2	0
CF 555 ( $L/m^3$ )	0	11	0	6	0	9	0	5,5	10	0	0	4,25
CP 315 ( $L/m^3$ )	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25

### 3.3 Nature des constituants et formulation des BAP

**Tab. 3.5** – Dosage des mélanges de la phase 2

Phase 2	$T_{Ambiante} = 20 \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C} - T_{Béton} = 20 \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C}$					
Liant	5 % SF + 25 % S		5 % SF + 50 % S		70 % S	
E/L	0,32	0,38	0,32	0,38	0,32	0,38
Mélanges	T1	T2	T3	T4	T5	T6
Ciment GU ( $kg/m^3$ )	336	336	216	216	144	144
Laitier ( $kg/m^3$ )	120	120	240	240	336	336
Fumée de silice ( $kg/m^3$ )	24	24	24	24	0	0
Liant total ( $kg/m^3$ )	480	480	480	480	480	480
Eau ( $kg/m^3$ )	154	183	154	183	154	183
Gros granulats 5-14 mm ( $kg/m^3$ )	753	720	750	717	750	717
Gros granulats 5-10 mm ( $kg/m^3$ )	189	181	188	180	190	180
Sable ( $kg/m^3$ )	833	796	829	792	825	790
RM 107 ( $L/m^3$ )	4,75	2,5	3	1,6	2,4	1,25
CP 315 ( $L/m^3$ )	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25	1,25

## 3.4 Séquence de malaxage

La procédure de malaxage des mélanges préparés au laboratoire de l'Université de Sherbrooke se résume comme suit :

- introduction du sable au malaxeur et homogénéisation pendant 30 s,
- prélèvement d'un échantillon de sable de 500 g, afin de faire la correction sur les quantités de sable et d'eau,
- introduction des gros granulats et homogénéisation avec le sable,
- ajout d'un tiers de l'eau de gâchage et homogénéisation pendant 30 s,
- ajout du liant et malaxage pendant 30 s,
- ajout du deuxième tiers de l'eau de gâchage déjà mélangée avec le réducteur d'eau (CP 315) et malaxage pendant 60 s,
- ajout du dernier tiers de l'eau de gâchage déjà mélangé avec le superplastifiant (RM 107 ou CF 555) et malaxage pendant 90 s,
- repos de 2 minutes et malaxage pendant 3 minutes.

## 3.5 Protocole et séquence d'essais

### 3.5.1 Séquence d'essais

Les essais réalisés dans la présente étude peuvent être divisés en deux parties. La première partie comprend les essais à l'état frais et la deuxième partie, les essais à l'état durci. Les essais à l'état frais sont effectués à 20 et 90 min après le contact eau-ciment et sont les suivants :

- Teneur en air
- Température du béton frais
- Étalement
- J-Ring



- L-box
- Rhéomètre afin d'obtenir le seuil de cisaillement (g) et l'indice de viscosité (h)

Les essais réalisés du béton à l'état durci sont élaborés dans le tableau 3.6 :

**Tab. 3.6** – *Essais à l'état durci*

Mode de cure	Résistance à la compression	Perméabilité aux ions chlorures	porosité aux mercures
SC	1, 56 jours	56 jours	56 jours
3C	3, 28, 56 jours	56 jours	56 jours
7C	28, 56 jours	56 jours	56 jours
14C	28, 56 jours	56 jours	56 jours

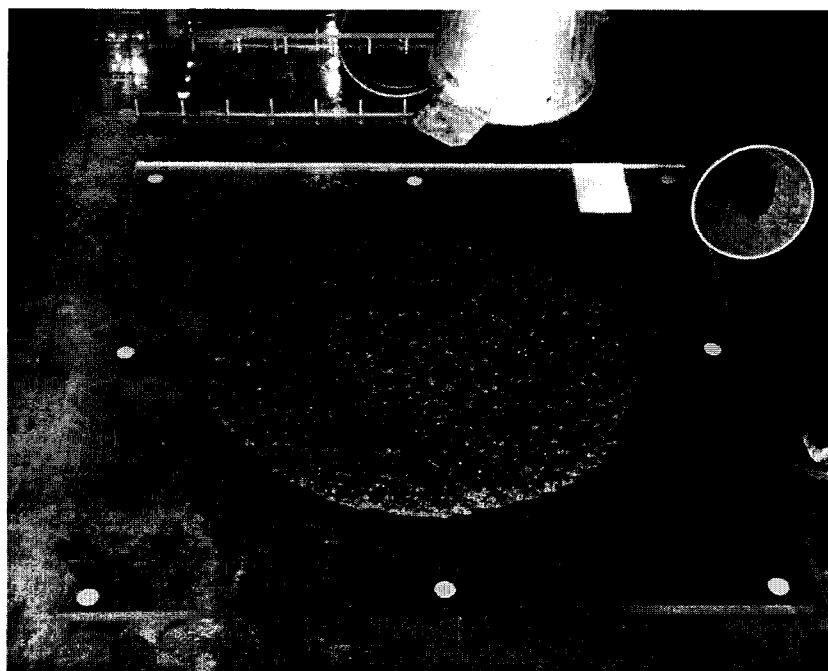
#### 3.5.2 Protocole d'essai

**L'essai d'étalement** se fait en utilisant le cône d'Abrams pour mesurer le diamètre moyen du béton étalé sur la table (figure 3.6). Le diamètre moyen est calculé comme étant la moyenne arithmétique des deux mesures perpendiculaires de diamètre et dont la différence doit être plus petite que 5 cm sous la condition de répéter l'essai.

L'essai d'étalement consiste à évaluer la maniabilité du BAP et son aptitude à se déformer sous l'action de la gravité. La mesure du temps nécessaire ( $T_{50}$ ) pour que le béton touche le cercle de 50 cm de diamètre après le soulèvement du cône donne une idée de la viscosité du mélange. L'inspection visuelle du béton étalé peut fournir une idée de la stabilité. Une distribution uniforme des gros granulats sur la surface de la galette et une manque de laitance sur la périphérie du cercle du béton indiquent davantage une bonne stabilité.

Dans la présente étude, l'étalement était mesuré juste après le malaxage. Un ou plusieurs ajustement du dosage en SP étaient faits afin d'aboutir à l'étalement demandé

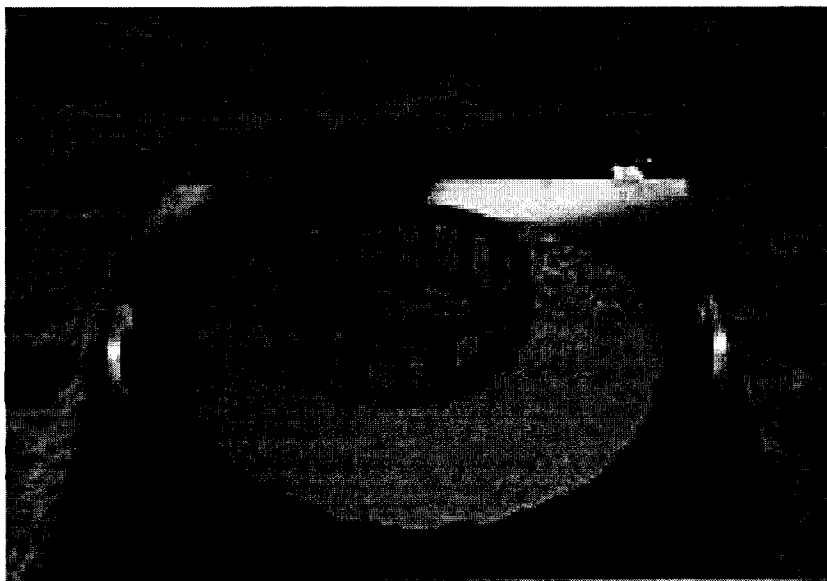
de  $720 \pm 30$  mm. Comme le temps nécessaire pour le processus d'ajustement est de l'ordre de 20 min après le contact eau-ciment, l'étalement mesuré à la fin de cette opération est l'étalement initial et nommé  $\Phi_{20}$ . L'étalement sera mesuré de nouveau à 90 min après contact eau-liant et est nommé  $\Phi_{90}$ .



**Fig. 3.6** – *L'essai étalement (Auburn)*

**L'essai J-Ring** (figure 3.7) consiste à évaluer la capacité du béton à s'écouler sous son propre poids à travers les armatures. La même démarche que celui de l'essai d'étalement mais ici, le béton se déplace à travers un anneau de 30 cm de diamètre où des barres d'armatures de 12 mm de diamètre sont fixés et espacés de 35 mm. Deux mesures de diamètres perpendiculaires sont prises et dont leur différence doit être inférieure à 5 cm.

Après la mesure de l'étalement initiale  $\Phi_{20}$ , l'étalement du J-Ring était mesuré à 20 et 90 min.

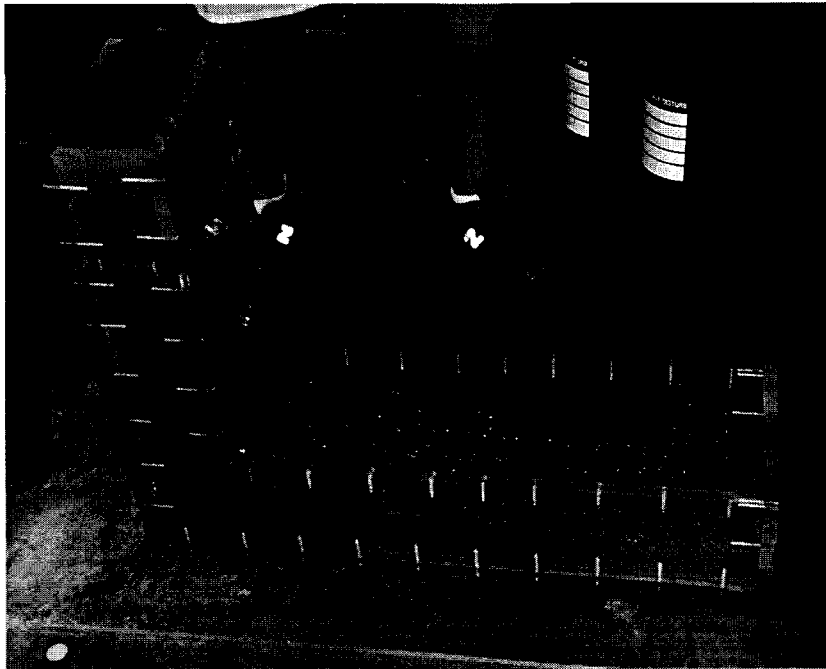


**Fig. 3.7** – *L'essai J-Ring (Concrete)*

**L'essai L-Box** (figure 3.8) évalue la capacité du BAP à s'écouler à travers les armatures dans un milieu restreint. Comme son nom l'indique le box a la forme L. Le béton qui remplit la partie verticale de volume de 12,7 l est mis en repos pour une minute grâce à une trappe qui sépare la partie verticale de la partie horizontale du box. Après le soulèvement de la trappe le béton va s'écouler à travers trois barres d'armatures de 14 mm de diamètres et espacés de 39 mm.

Le rapport de la hauteur du béton à l'extrémité de la partie horizontale par celle du béton dans la partie verticale constitue l'indice «*passing ability*» ( $h_2/h_1$ ). Pour des valeurs de ( $h_2/h_1$ ) supérieure à 0,7, le béton s'écoule bien à travers les sections fortement armées. Lorsque la valeur de ( $h_2/h_1$ ) se situe entre 0,5 et 0,7, un bon écoulement se fait à travers les sections de densité moyenne de ferrailage.

**Le rhéomètre** modifié de type Tattersall MKIII a été utilisé (figure 3.10) afin d'évaluer les caractéristiques rhéologiques des différents mélanges. L'essai rhéologique consiste à mesurer le torque ( $T$ ) nécessaire pour maintenir une vitesse angulaire  $\omega_0$  d'une vanne à



**Fig. 3.8** – *L'essai L-Box (Auburn)*

4 palettes immergée dans le béton. Le protocole d'essais adopté dans cette étude consiste à appliquer des vitesses angulaires ascendantes de 0,3 ; 0,5 ; 0,7 et 0,9 rps et de mesurer le torque correspondant pour déterminer la partie ascendante du rhéogramme. La vitesse de rotation maximale de 0,9 est maintenue pour une durée de 10 secondes afin d'établir un régime d'équilibre. La vitesse de rotation est ensuite réduite par étape pour déterminer la partie descendante du rhéogramme. Les paramètres rhéologiques ( $g$  et  $h$ ) sont déterminés à partir de la courbe descendante par une régression linéaire selon une loi de comportement de type Bingham (figure 3.9). Le paramètre  $g$  (N.m) représente le seuil de cisaillement (le torque nécessaire pour initier le mouvement) et  $h$  (N.m.s) représente la viscosité lors de l'écoulement (pente de la droite).

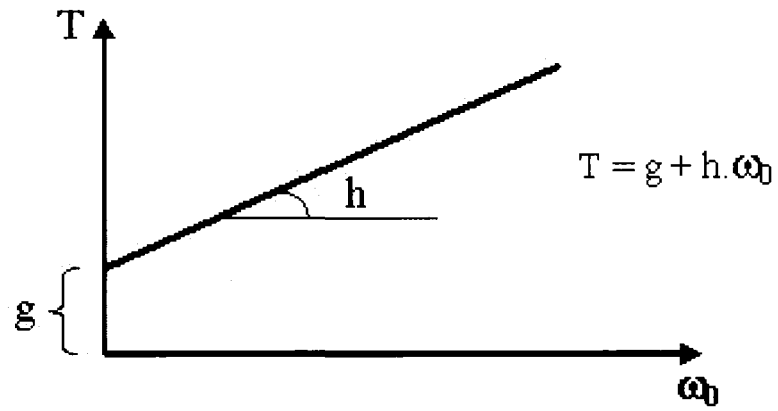


Fig. 3.9 – Rhéogramme type pour calculer  $g$  et  $h$

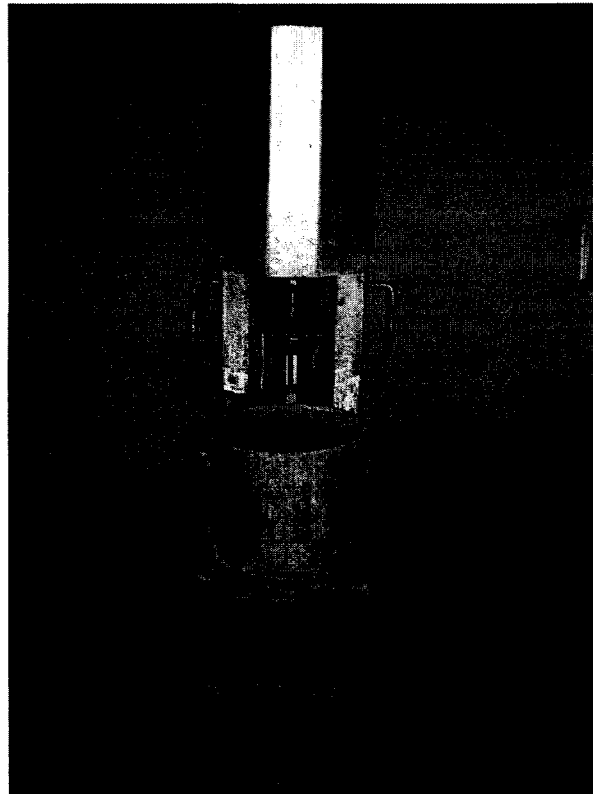


Fig. 3.10 – Rhéomètre modifié de type Tattersall MKIII

## **3.6 Conclusions**

Le but de ce chapitre était de présenter le plan expérimental adopté dans l'étude, afin d'atteindre les objectifs demandés. Les paramètres d'étude sont présentés tout en justifiant la raison pour laquelle ont été choisis. De plus, les différents matériaux utilisés et leurs caractéristiques physico-chimiques ont été présentés ainsi que, les protocoles des différents essais adoptés dans cette étude.

Les chapitres 4, 5 et 6 présentent les résultats et les analyses des travaux expérimentaux concernant respectivement les caractéristiques rhéologiques du BAP, le développement de la résistance à jeune âge et les propriétés mécaniques et de transport à long terme.

## Chapitre 4

# Effet combiné du E/L, SP, liant et température sur la rhéologie du BAP

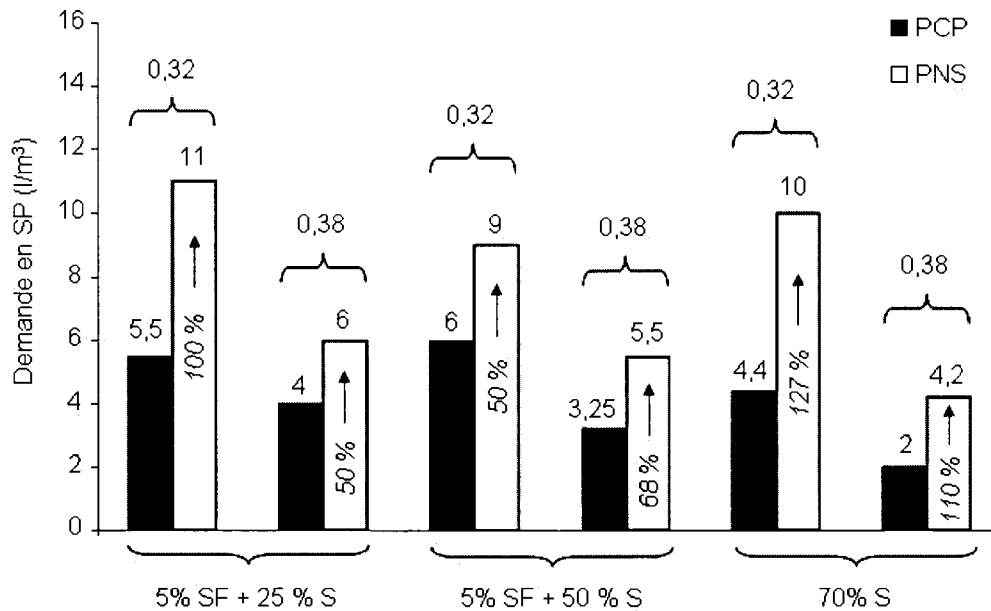
### 4.1 Introduction

Ce chapitre présente les résultats et les analyses liés aux propriétés du BAP à l'état frais déterminés à 20 et 90 min après le contact eau-ciment. L'influence du type de SP et de la température sur la demande en SP nécessaire pour avoir un étalement de  $720 \pm 30$  mm était évaluée. De plus, l'effet du type de SP et du E/L ainsi que, l'effet de la température sur la perte d'étalement après 70 min seront étudiés.

L'étude présente aussi la variation du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique après 70 min en fonction du type de liant, du E/L et de la température. L'indice d'écoulement empêché «*Passing ability*» sera évalué par le test L-box en calculant de l'indice de stabilité ( $h_2/h_1$ ).

## 4.2 Demande en superplastifiant

La demande en superplastifiant pour avoir un étalement initial de  $720 \pm 30$  mm pour les mélanges confectionnés à chauds ( $T_{\text{ambiante}} = 35 \pm 2$  °C,  $T_{\text{béton}} = 30 \pm 2$  °C) est présentée par la figure 4.1. La teneur en réducteur d'eau/retardateur (CP 315) de  $1,25$  l/m<sup>3</sup> est ajoutée pour tous les mélanges. La demande en PNS (CF 555) est supérieure à 1,5 fois celle en PCP (RM 107) et elle peut atteindre parfois le double. En effet, la différence de la demande entre les deux SP est due à la mode de dispersion plus efficace du polycarboxylate (RM 107) qui, grâce à ses chaînes moléculaires relativement longues peut avoir deux effets de répulsion, l'effet électrostatique et l'effet stérique. Par contre, dans le cas du polysulfonates, la dispersion des grains se fait seulement grâce à l'effet électrostatique.

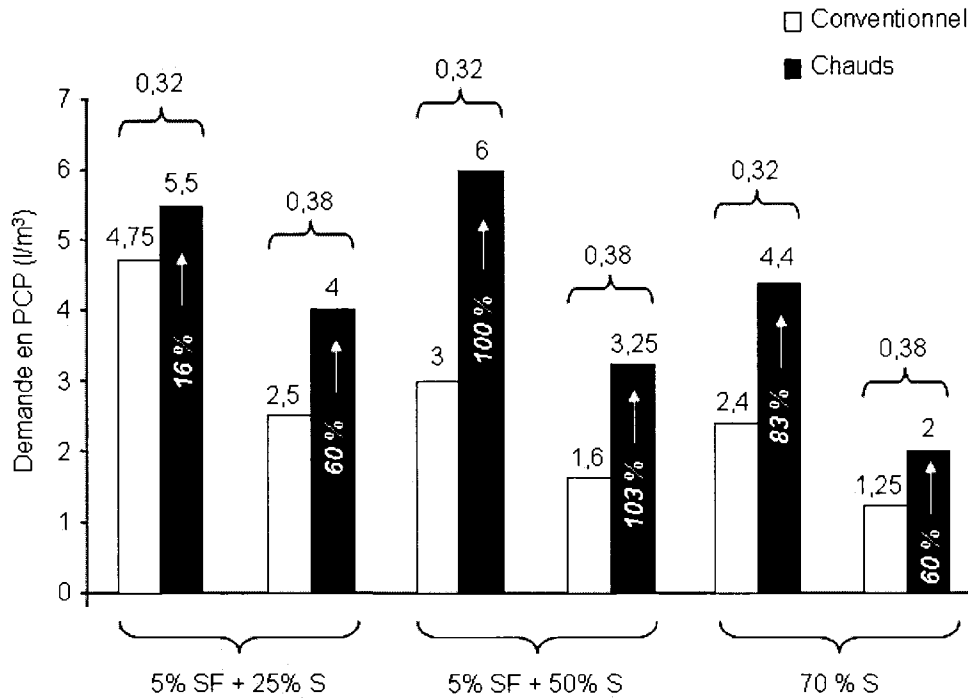


**Fig. 4.1** – Demande en SP pour avoir un étalement initial de  $720 \pm 30$  mm pour les mélanges de la phase chaude. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la demande en PNS par rapport à celle en PCP

En outre, la demande en SP augmente avec la température du béton (figure 4.2).



L'augmentation de la demande en PCP est supérieure à 50 % pour la plupart des cas et elle dépend grandement du type de liant et du E/L. Par exemple, elle est de 100 % dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S, et de 16 % dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32. De plus, pour le même E/L, la demande en SP diminue avec la teneur en ciment et ceci dans la plupart des cas.

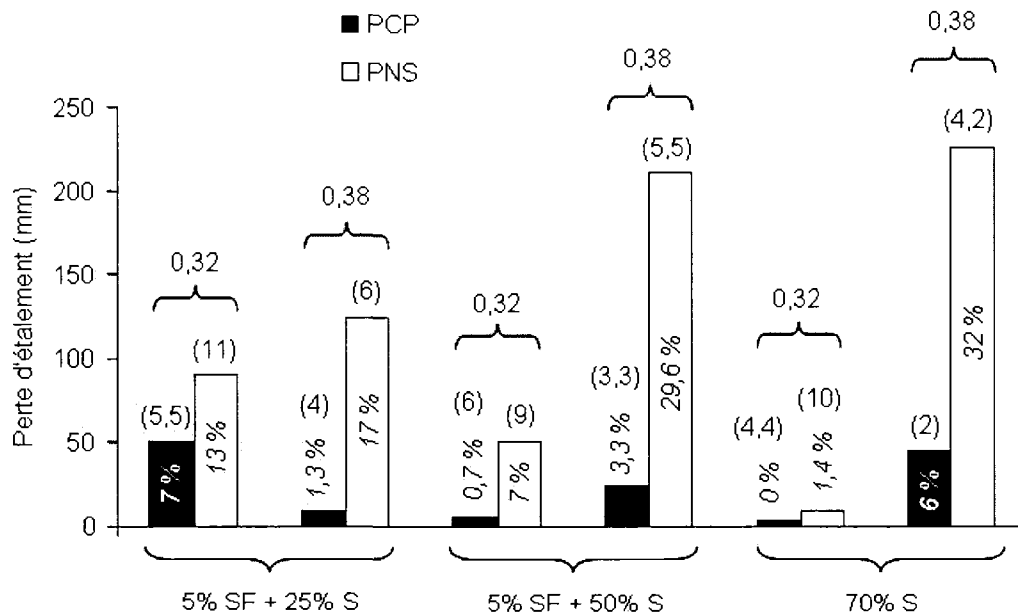


**Fig. 4.2** – Demande en PCP pour avoir un étalement initial de  $720 \pm 30$  mm en fonction de la température, du E/L et du liant. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la demande en PCP dans les conditions chaudes par rapport à celle dans les conditions conventionnelles

### 4.3 Perte d'étalement

Suite à la détermination de la demande en SP pour avoir un étalement initial (20 min après le contact eau-ciment) de  $720 \pm 30$  mm, la mesure de l'étalement se reprendre après 70 min. La figure 4.3 montre que la perte d'étalement après 70 min des mélanges avec PNS est supérieure à ceux avec PCP pour un BAP du même E/L et type de liant.

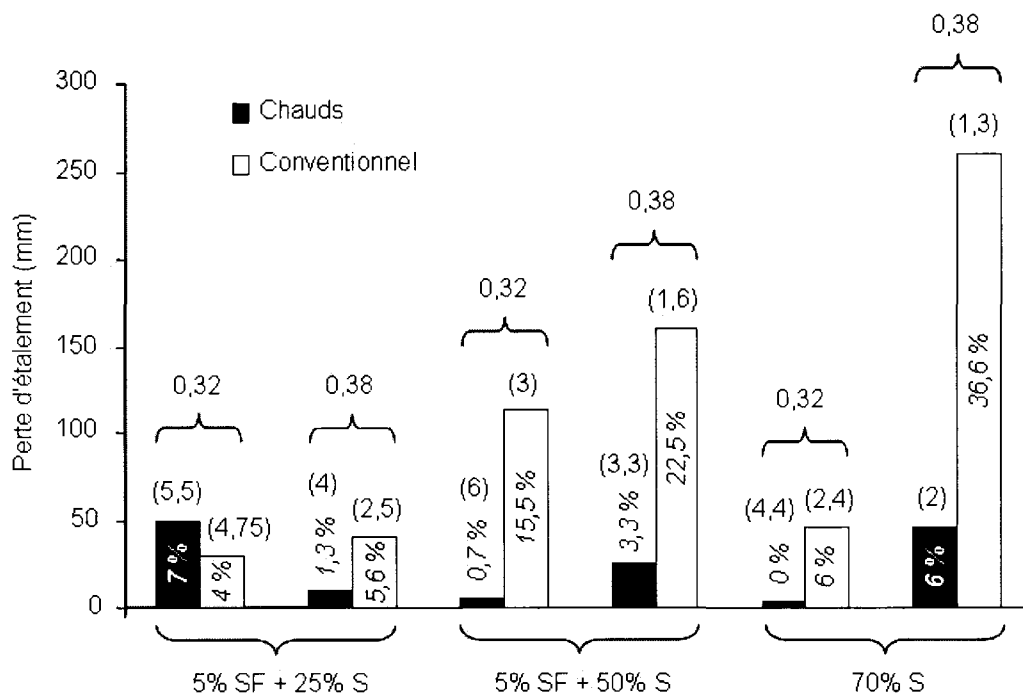
En outre, la perte d'étalement dépend grandement du dosage en SP. La plupart des résultats montrent, qu'en diminuant le rapport E/L de 0,38 à 0,32 tout en conservant la même fluidité par l'ajustement de la demande en SP, la perte d'étalement diminue. Cette diminution dépend du type et de la quantité ajustée de SP. En effet, dans le cas du PNS, la réduction du E/L nécessite toujours un accroissement élevée du SP qui peut bien bloquée ou retardée la cinétique d'hydratation du ciment et par conséquent, la perte d'étalement a diminué. Par contre, dans le cas du PCP, la perte d'étalement diminue seulement quand la demande en SP augmente d'une façon significative. En effet, pour les mélanges avec du liant 5 % SF + 25 % S, une réduction du E/L du 0,38 à 0,32 nécessite une augmentation de la teneur en PCP de 1,4 fois et la perte d'étalement augmente dans ce cas. Par contre, pour les deux autres liants, la diminution du E/L provoque un accroissement de la demande en PCP de 1,8 et de 2,2 fois et la quantité libre non-adsorbé des molécules de PCP augmente, par conséquent, la perte d'étalement a diminué dans ce cas.



**Fig. 4.3** – Effet du type de SP et du E/L sur la perte d'étalement (mm et %) après 70 min dans les conditions chaudes. La valeur entre parenthèses présente la demande en SP correspondante

#### 4.4 Évolution du seuil de cisaillement dans le temps

Les résultats (figure 4.4) montrent aussi que la perte d'étalement dans les conditions chaudes était plus petite que celle dans les conditions conventionnelles. En effet, pour les mêmes raisons citées dans le paragraphe ci-dessus, la perte d'étalement dépend grandement du dosage en SP. Par conséquent, quand l'élévation de la température du béton a multiplié le dosage en PCP de 1,6 ; 2 ; 2 ; 1,8 et 1,6 fois, la perte d'étalement a diminué. Par contre, quand la teneur en PCP augmente 1,2 fois, comme dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S avec  $E/L = 0,32$ , la perte d'étalement a augmenté.



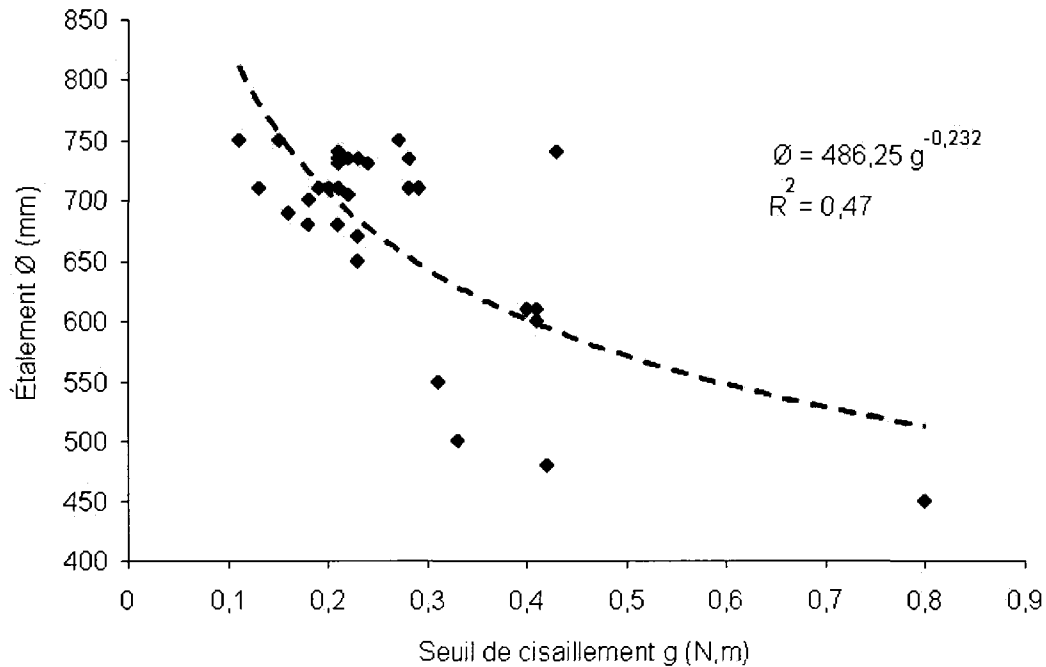
**Fig. 4.4** – Effet de la température du béton sur la perte d'étalement (mm et %) après 70 min des mélanges avec PCP. La valeur entre parenthèses présente la demande en SP correspondante

#### 4.4 Évolution du seuil de cisaillement dans le temps

La perte d'étalement après 70 min peut s'exprimer aussi par l'augmentation du seuil de cisaillement (g) avec le temps. En effet, le seuil de cisaillement est inversement

#### 4.4 Évolution du seuil de cisaillement dans le temps

proportionnel à l'étalement tel que montré dans la figure 4.5. De plus, la plupart des résultats (figures 4.6 - 4.8) montrent que le seuil de cisaillement augmente avec le temps, ce qui était bien prévu. Ceci peut être dû à la perte d'efficacité de SP avec le temps et à la diminution de la quantité d'eau libre par évaporation, adsorption et combinaison.



**Fig. 4.5** – Relation entre le seuil de cisaillement et l'étalement des différents mélanges

Cependant, la variation du seuil de cisaillement dans le temps dépend du dosage et du type de SP, du E/L, du type de liant et de la température. Par exemple, pour le liant 5 % SF + 25 % S avec E/L = 0,32, le seuil de cisaillement des mélanges fluidifiés avec du PCP demeure constant durant les 70 min, dans les conditions chaudes et conventionnelles (figures 4.9 et 4.10) et il augmente de 128 % dans le cas du PNS dans les conditions chaudes. Pour le même liant, lorsque le E/L s'élève à 0,38 et la teneur en SP s'abaisse, le seuil de cisaillement augmente de 59 % et de 43 % pour le PCP et le PNS respectivement, dans les conditions chaudes, tandis qu'il reste inchangeable dans les conditions conventionnelles avec PCP. Pour le liant 5 % SF + 50 % S avec E/L = 0,32, le seuil de cisaillement monte de 9 % et 28 % pour le PCP et le PNS respecti-

#### 4.4 Évolution du seuil de cisaillement dans le temps

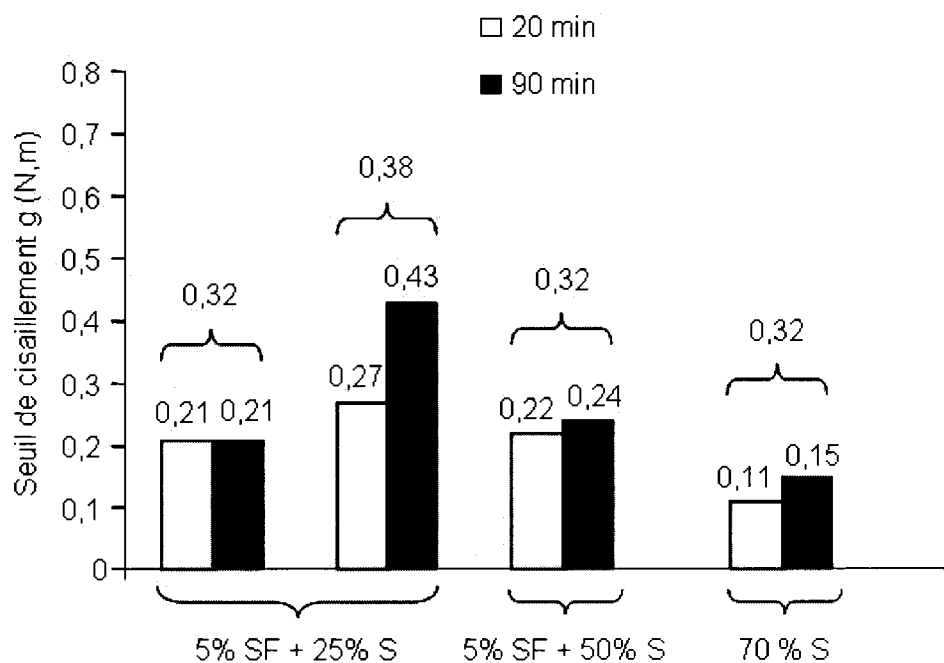


Fig. 4.6 – Seuil de cisaillement  $g$  (N.m) des mélanges avec PCP dans les conditions chaudes

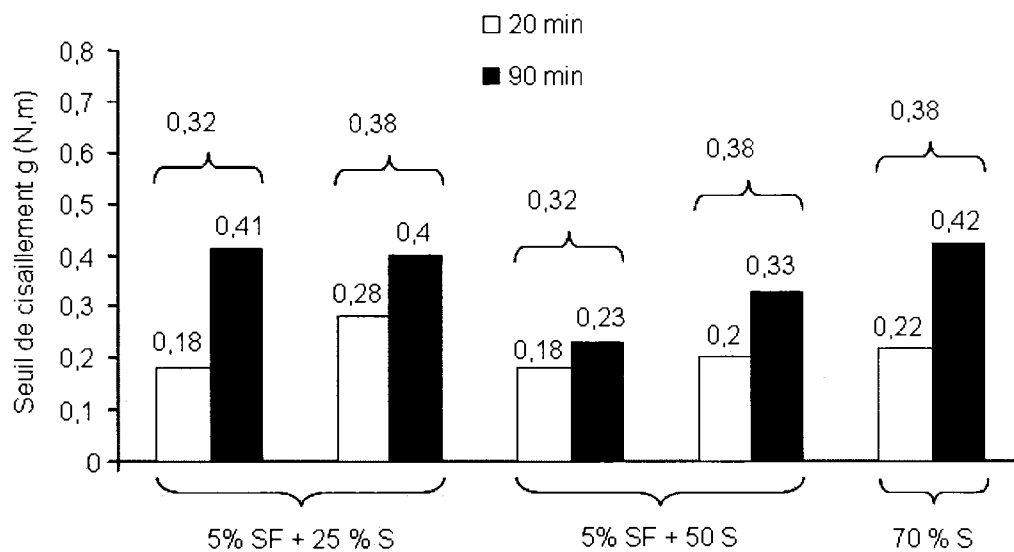
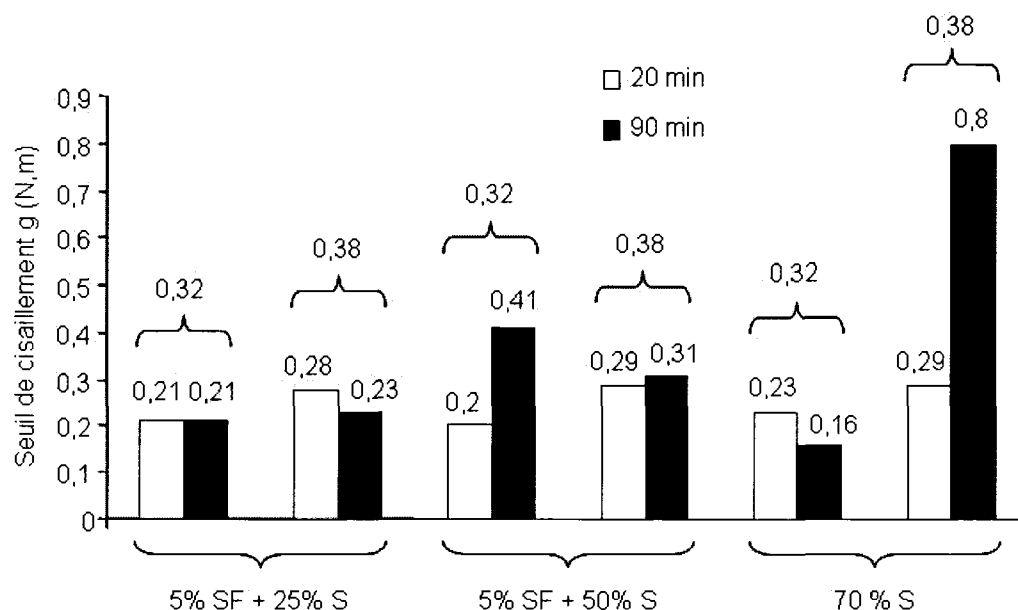


Fig. 4.7 – Seuil de cisaillement  $g$  (N.m) des mélanges avec PNS dans les conditions chaudes

## 4.5 Effet de la température sur la viscosité initiale et sa Variation dans le temps



**Fig. 4.8** – Seuil de cisaillement  $g$  (N.m) des mélanges avec PCP dans les conditions conventionnelles

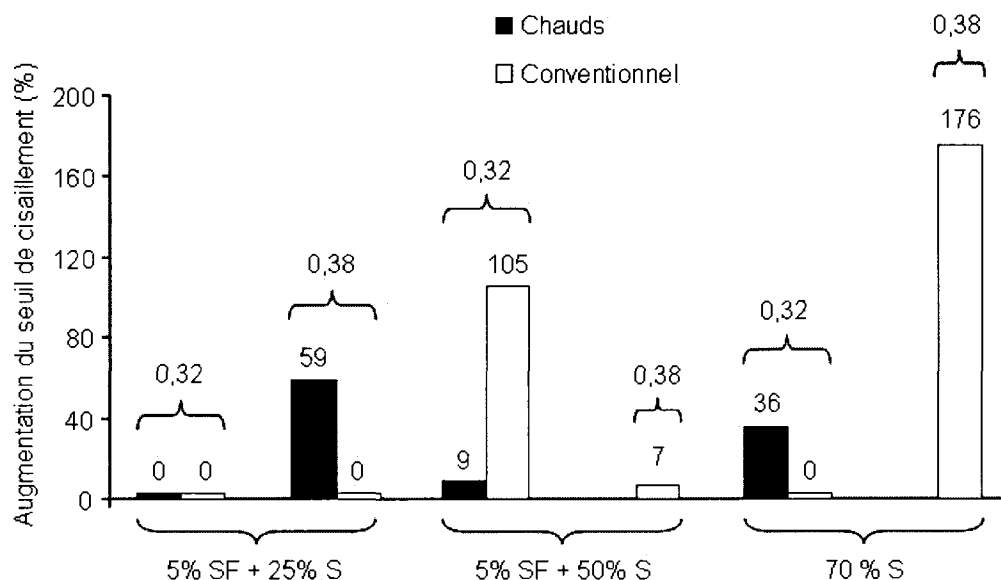
vement, dans les conditions chaudes et de 105 % dans les conditions conventionnelles avec PCP. Pour le liant 70 % S avec  $E/L = 0,32$  et PCP, il augmente de 36 % dans les conditions chaudes et reste invariable dans les conditions conventionnelles.

## 4.5 Effet de la température sur la viscosité initiale et sa Variation dans le temps

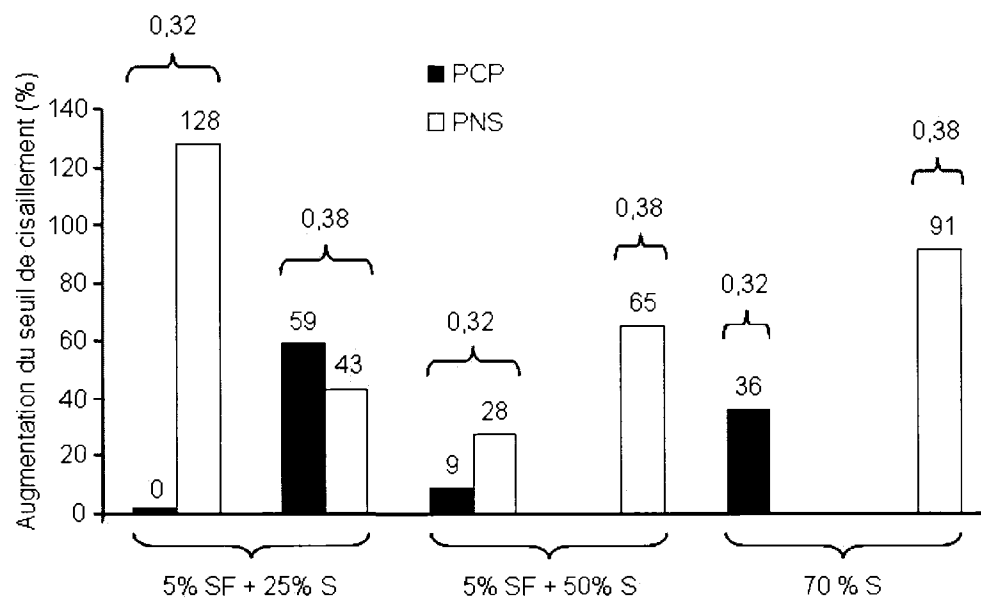
À fluidité égale, la viscosité initiale des mélanges dans les conditions chaudes est plus petite que celle des mélanges dans les conditions conventionnelles (figure 4.11). Ceci peut être dû à la diminution de la viscosité de l'eau d'environ 20 % quand la température augmente de 20 à 30 °C.

Dans les conditions conventionnelles, la viscosité de la plupart des mélanges augmentent avec le temps (figure 4.12). Cette augmentation dépend du type de liant, du rapport  $E/L$  et du dosage en SP. Par exemple, dans le cas du PCP, pour le liant 5 %

#### 4.5 Effet de la température sur la viscosité initiale et sa Variation dans le temps



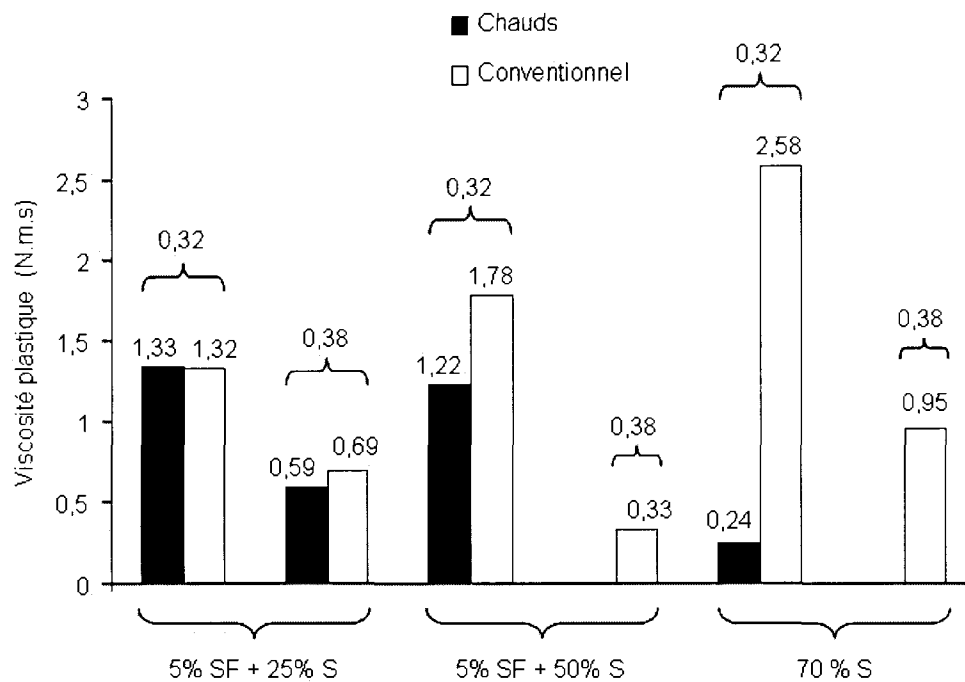
**Fig. 4.9** – Augmentation du seuil de cisaillement (%) après 70 min des mélanges avec PCP en fonction de la température



**Fig. 4.10** – Augmentation du seuil de cisaillement (%) après 70 min en fonction de SP dans les conditions chaudes

#### 4.5 Effet de la température sur la viscosité initiale et sa Variation dans le temps

---

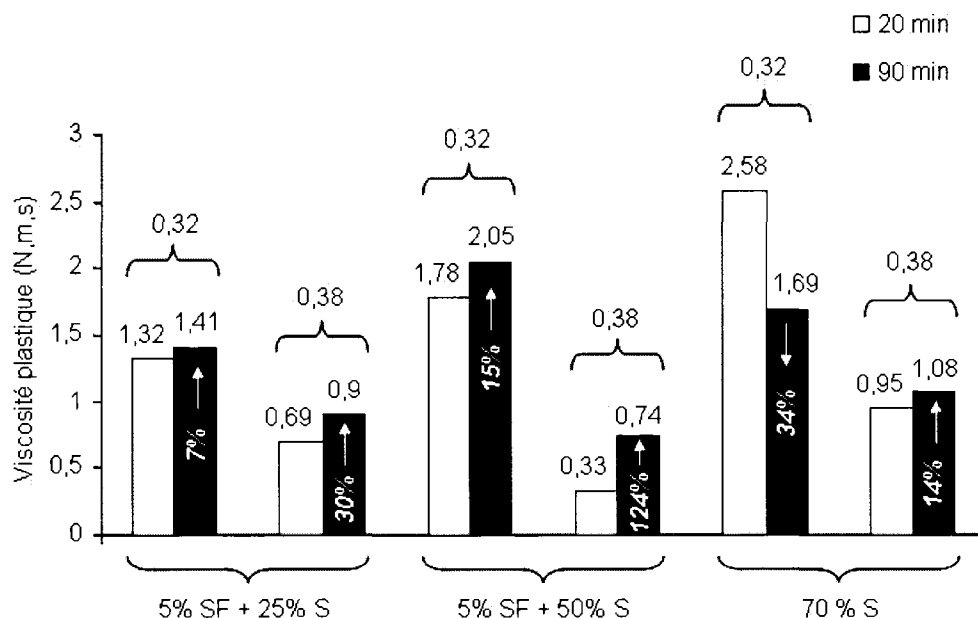


**Fig. 4.11** – Viscosité initiale à 20 min (N.m.s) en fonction de la température des mélanges avec PCP



#### 4.5 Effet de la température sur la viscosité initiale et sa Variation dans le temps

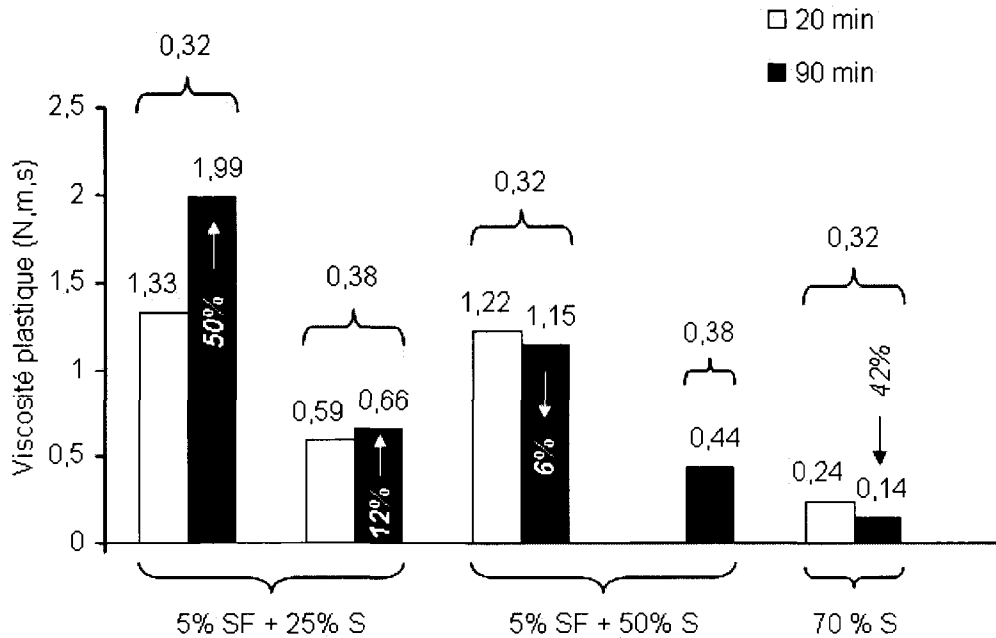
SF + 25 % S, la viscosité monte après 70 min de 7 % et de 30 % pour  $E/L = 0,32$  et  $0,38$  respectivement. Elle augmente aussi de 15 % et de 124 % dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S selon le  $E/L$ .



**Fig. 4.12** – Viscosité à 20 et 90 min des mélanges avec PCP dans les conditions conventionnelles. Les flèches désignent la variation (%) de la viscosité à 90 min par rapport à celle à 20 min

Par contre, dans les conditions chaudes, la viscosité du mélange peut augmenter, diminuer ou rester inchangeable (figure 4.13). Ceci revient aux effets contradictoires qu'une augmentation de la température peut affecter la viscosité, où d'une part, elle diminue la viscosité de l'eau et d'autre part, accélère l'hydratation du ciment en augmentant la viscosité. Par exemple, la viscosité augmente après 70 min de 50 % et de 12 % pour le liant 5 % SF + 25 % S mais par contre, diminue de 6 % et de 42 % pour les liants 5 % SF + 50 % S et 70 % respectivement.

#### 4.6 Indice «*Passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) en fonction du couple seuil de cisaillement-viscosité plastique et de la viscosité apparente.



**Fig. 4.13** – Viscosité à 20 et 90 min des mélanges avec PCP dans les conditions chaudes. Les flèches désignent la variation (%) de la viscosité à 90 min par rapport à celle à 20 min

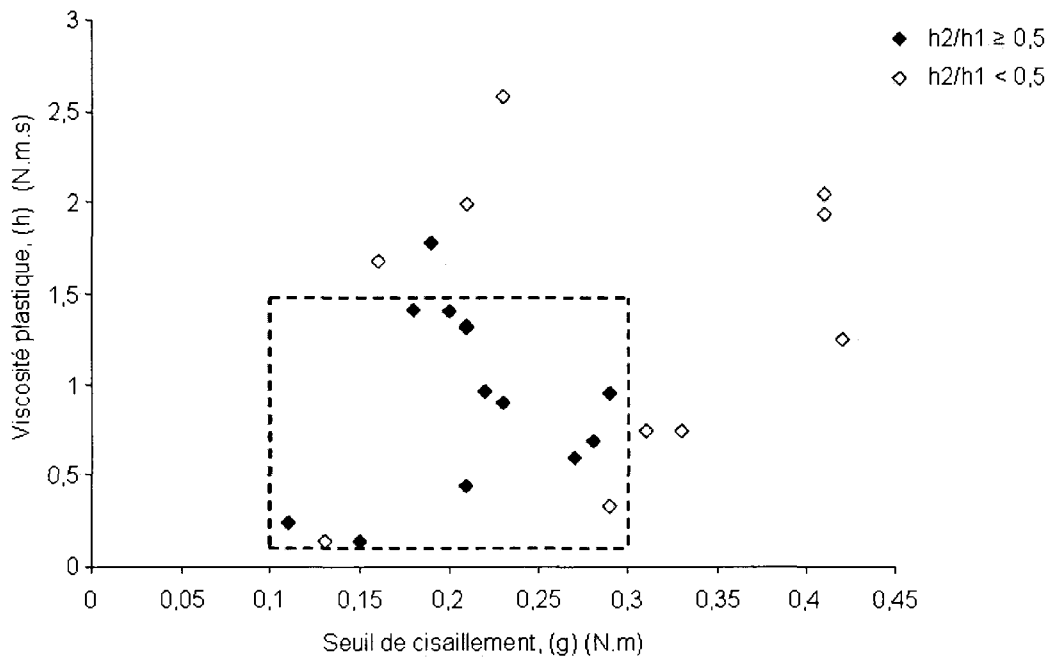
#### 4.6 Indice «*Passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) en fonction du couple seuil de cisaillement-viscosité plastique et de la viscosité apparente.

L'indice «*passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) mesuré à partir de L-box reflète l'écoulement empêché du béton. Pour des valeurs de ( $h_2/h_1$ ) supérieure à 0,7, le béton s'écoule bien à travers les sections fortement armées. Lorsque la valeur de ( $h_2/h_1$ ) se situe entre 0,5 et 0,7, un bon écoulement se fait à travers les sections de densité moyenne de ferrailage.

De plus, un seuil de cisaillement très petit et une viscosité plastique modérée peuvent augmenter la valeur de ( $h_2/h_1$ ) et améliorer ainsi, l'écoulement empêché. En effet, il augmente d'une part la fluidité du mélange et empêche d'autre part, la ségrégation et l'agglomération des gros granulats qui peuvent bloquer les espaces entre les armatures.

#### 4.6 Indice «*Passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) en fonction du couple seuil de cisaillement-viscosité plastique et de la viscosité apparente.

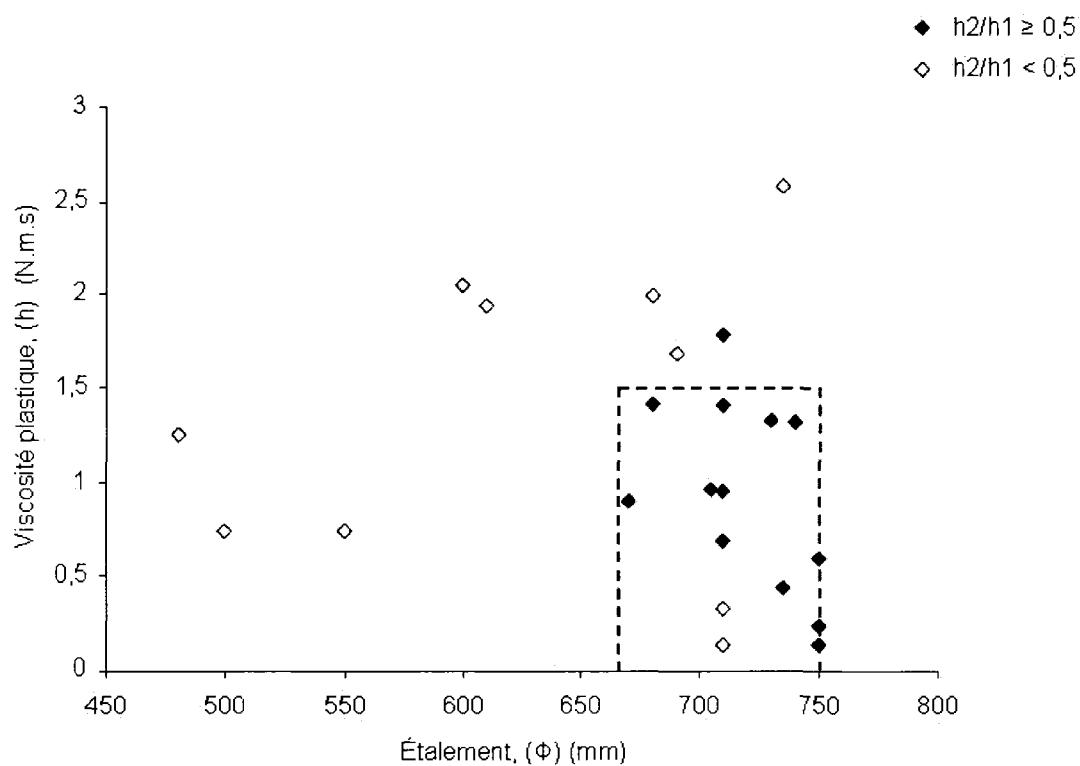
Les résultats (figures 4.14 et 4.15) montrent que, lorsque le seuil de cisaillement ( $\tau$ ) se situe entre 0,1 et 0,3  $N.m$  ou l'étalement entre 670 et 750 mm, l'indice «*passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) est supérieur à 0,5, dans le cas où la viscosité plastique est inférieure à 1,5  $N.m.s$ . Exceptionnellement, deux mélanges se situent à l'intérieur du rectangle dont leurs faibles ( $h_2/h_1$ ) peut être dû à une ségrégation éventuelle qui peut causer un blocage de l'écoulement.



**Fig. 4.14** – Indice «*Passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) en fonction du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique

#### 4.6 Indice «*Passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) en fonction du couple seuil de cisaillement-viscosité plastique et de la viscosité apparente.

---



**Fig. 4.15** – Indice «*Passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) en fonction de l'étalement et de la viscosité plastique

## 4.7 Conclusions

La performance du BAP en fonction du type de liant et de SP, du E/L et de la température du béton, à 20 et 90 min du contact eau-liant, a été évaluée. En partant d'une fluidité initiale requise de  $720 \pm 30$  mm d'étalement, l'étude comporte la demande en SP, la perte d'étalement dans le temps, le seuil de cisaillement, la viscosité, l'indice de stabilité et leurs variations dans le temps.

La demande en PNS est toujours supérieure à celle du PCP de plus de 50 % et elle peut dépasser parfois 100 % comme dans le cas du liant 70 % S. De plus, la demande en SP dépend du type de liant où elle diminue avec la teneur en ciment, pour le même E/L. En outre, l'élévation de la température du béton de 20 à 30 °C, augmente la demande en PCP. Elle double dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S (100 %) et atteindre 17 % et 60 % dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S, selon le E/L.

La perte d'étalement des mélanges avec du PNS est plus grande que celle des mélanges avec du PCP, pour le même étalement initial, type de liant et E/L. De plus, la perte d'étalement est gouverné par la teneur en SP. Par exemple, quand le dosage en SP augmente significativement grâce à la réduction du E/L ou à l'élévation de la température, la perte d'étalement diminue. Par contre, la perte d'étalement augmente, quand l'ajustement du SP est relativement petit.

En effet, la diminution du E/L de 0,38 à 0,32 augmente la teneur en PNS des liants 5 % SF + 25 % S, 5 % SF + 50 % S et 70 % S de 83 %, 63 % et 138 % respectivement et la perte d'étalement a diminué. De même, la réduction du E/L de 0,38 à 0,32 nécessite de multiplier le dosage en PCP de 85 % pour le liant 5 % SF + 50 % S et de 120 % pour le liant 70 % S et par conséquent, la perte d'étalement a baissé. Par contre, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S où le dosage en PCP ajusté était de 38 % de plus, la perte d'étalement a augmenté après 70 min.

De même, quand la hausse de la température du béton de 20 à 30 °C nécessite un ajustement de la teneur en PCP d'environ 16 % seulement, la perte d'étalement

s'accrue. Par contre, dans les autres cas, le dosage en PCP augmente de 60 %, 100 %, 103 %, 83 %, et 60 % selon le cas, et la perte d'étalement décroît.

Par ailleurs, la perte d'étalement peut exprimer une augmentation du seuil de cisaillement dans le temps, étant donné que, l'étalement et le seuil de cisaillement sont inversement proportionnels. La plupart des résultats ont montré une augmentation du seuil de cisaillement après 70 min. Cette augmentation dépend du dosage et du type de SP, du E/L, du type de liant et de la température. Par exemple, pour le liant 5 % SF + 25 % S et dans les conditions chaudes avec E/L de 0,38, elle est de 59 % et 43 % pour le PCP et le PNS respectivement. Dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S avec E/L = 0,32, et dans les conditions chaudes, elle est de 9 % et 28 % pour le PCP et PNS respectivement.

Pour la même fluidité, la viscosité initiale des mélanges dans les conditions chaudes est plus petite que celle des mélanges dans les conditions conventionnelles. La variation de la viscosité dans le temps dépend du type de SP, du E/L, du type de liant et de la température. En effet, la viscosité a augmenté après 70 min pour la plupart des mélanges dans les conditions conventionnelles, ce qui n'était pas le cas dans les conditions chaudes, où la viscosité a augmenté, diminué ou resté inchangeable, selon le cas.

L'indice «*passing ability*» ( $h_2/h_1$ ) qui reflète l'écoulement empêché, dépend du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique. L'écoulement à travers les sections de densité moyenne de ferrailage peut être assuré quand ( $h_2/h_1$ ) est supérieur à 0,5. Cette condition était rempli dans le cas où le seuil de cisaillement ( $\tau$ ) se situ entre 0,1 et 0,3  $N.m$  ou l'étalement entre 670 et 750 mm et la viscosité plastique est inférieure à 1,5  $N.m.s$ .

# Chapitre 5

## Effet du liant-température sur la résistance à jeune âge du BHP

### 5.1 Introduction

Dans le domaine de construction, la résistance à jeune âge peut influencer en grand terme les délais et les devis des projets. Ce chapitre comporte sur l'évaluation de la résistance à court terme et les facteurs qui l'influencent. L'effet du type du SP sur la résistance à la compression à 24 heures sera traité en premier. L'influence du type du liant et de la température sur la résistance à 3 jours, ainsi que, la méthode de calcul de l'âge équivalent à partir de l'énergie d'activation seront étudiées.

En pratique, les échantillons pris sur chantier lors de la mise en place du béton peuvent ne pas être représentatifs. C'est surtout la température du béton au sein de l'ouvrage qui peut être supérieure à celle des échantillons, grâce aux coefficients de volume, de surface et de forme et aux conditions de coffrage. Par conséquent, comme la température du béton influence grandement la résistance à jeune âge, les résultats obtenus à partir du test de la compression peuvent être différents de la résistance réelle du béton sur place. De plus, l'effet de la température sur le développement de la résistance à court terme dépend grandement de la teneur en laitier (section 2.5.4). Ce chapitre

présente la méthode de calcul de l'énergie d'activation des 2 liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S ainsi que l'âge équivalent à 20 °C, pour le mûrissement dans les conditions chaudes.

## 5.2 Effet de superplastifiant sur la résistance à jeune âge

Les résultats montrent que pour le même E/L et le même type de liant, la résistance à 24 heures des mélanges avec du PCP est supérieure que celle des mélanges avec du PNS (figure 5.1). Dans les conditions chaudes, elle varie de 6 à 33 MPa dans le cas du PCP selon le type de liant et le E/L tandis que, dans le cas du PNS, elle est entre 0 et 23 MPa. La meilleure performance du PCP vis-à-vis la résistance à jeune âge, peut être dû à la meilleure capacité dispersante du PCP qui favorise l'hydratation du ciment. De plus, la demande élevée en PNS peut retarder la prise et le durcissement ainsi que la résistance à jeune âge.

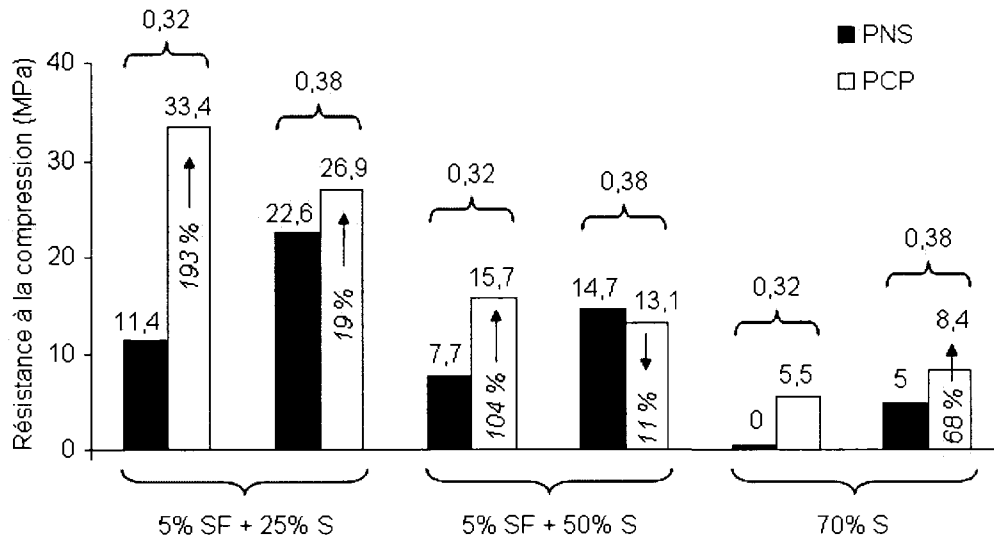
Il faut signaler que, la haute teneur en PNS dans les mélanges avec  $E/L = 0,32$  pour obtenir l'étalement demandé ( $720 \pm 30$  mm), affecte grandement la résistance à jeune âge en retardant la prise d'une façon significative. En effet, la figure 5.1 montre que pour tous les mélanges fluidifiés avec du PNS, la résistance à 24 heures est plus petite dans le cas du  $E/L = 0,32$  que celle dans le cas du  $E/L = 0,38$ . Elle diminue de 23 à 11 MPa, de 15 à 8 MPa et de 5 à 0 MPa pour les liants 5 % SF + 25 % S, 5 % SF + 50 % S et 70 % S respectivement.

La figure 5.1 montre aussi que pour le même E/L, la résistance à 24 heures diminue avec la teneur en ciment pour la plupart des mélanges. Elle est entre 11 et 33 MPa dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S, elle diminue à 8 et 16 MPa pour le liant 5 % SF + 50 % S et à 0 et 8 MPa pour le liant 70 % S. En effet, la formation des hydrates durant les premiers 24 heures qui, gouverne la résistance à la compression à cet âge, diminue quand la substitution du ciment par du laitier augmente, grâce à l'hydraulicité latente



### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

du laitier.

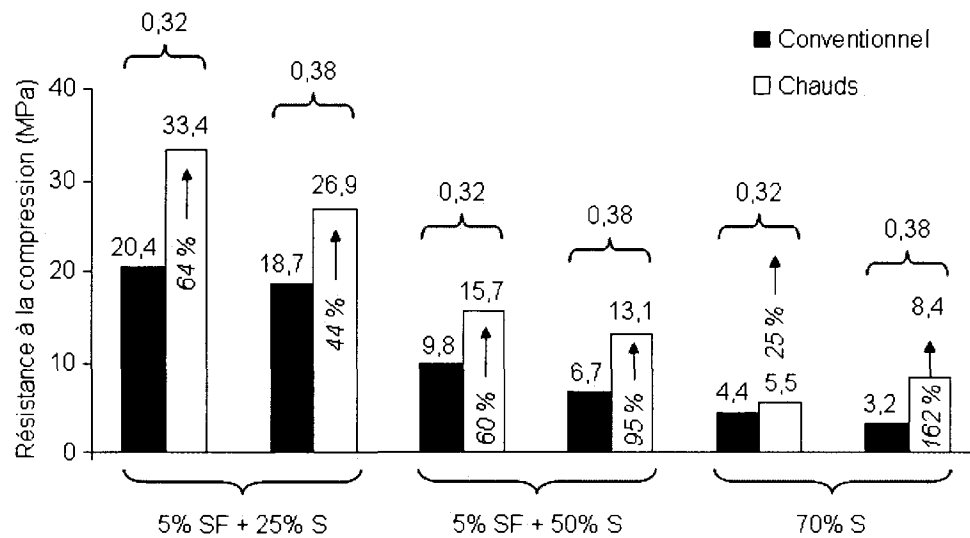


**Fig. 5.1** – Résistance à la compression à 24 heures en fonction du type de SP dans les conditions chaudes. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance à 24 heures des mélanges avec PCP par rapport à celle de mélanges avec PNS

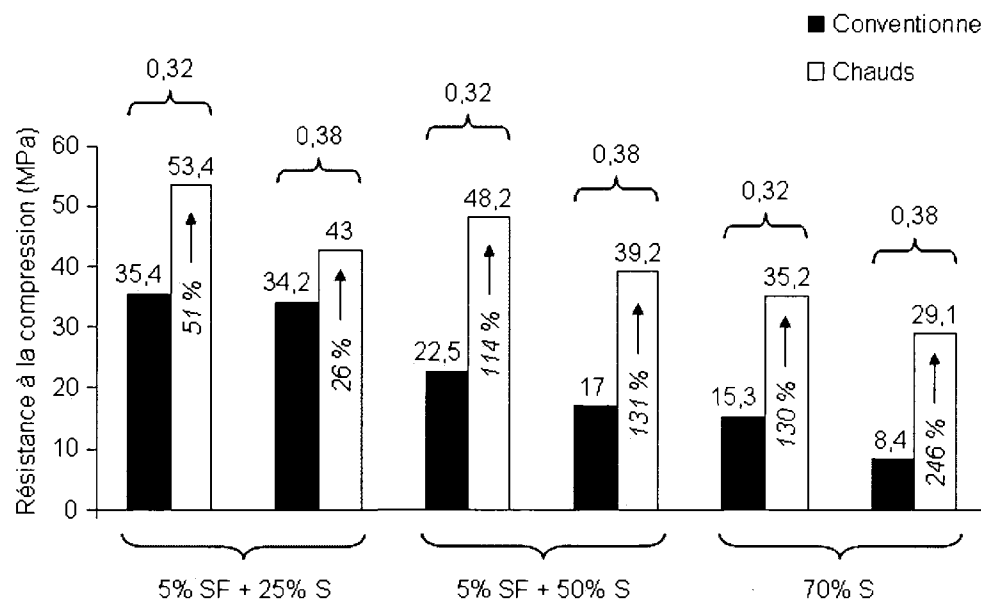
### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

L'augmentation de la température du mûrissement accélère la vitesse d'hydratation et augmente la résistance à jeune âge. Les figures 5.2 et 5.3 montrent l'effet de la température du béton et du mûrissement sur la résistance du béton à 24 heures et à 3 jours respectivement, en fonction du type du liant et du E/L. Dans les conditions conventionnelles la résistance à 24 heures varie de 3 à 20 MPa et augmente à 6 et 33 MPa dans les conditions chaudes, de même, à 3 jours elle est entre 8 et 35 MPa et augmente à 29 et 53 MPa.

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



**Fig. 5.2** – Effet de la température sur la résistance à la compression à 24 heures des mélanges avec PCP. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance des mélanges chauds par rapport à celle des mélanges conventionnels



**Fig. 5.3** – Effet de la température sur la résistance à la compression à 3 jours des mélanges avec PCP. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance des mélanges chauds par rapport à celle des mélanges conventionnels

## 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

### 5.3.1 Effet de la température - type du liant sur le développement de la résistance à la compression à jeune âge

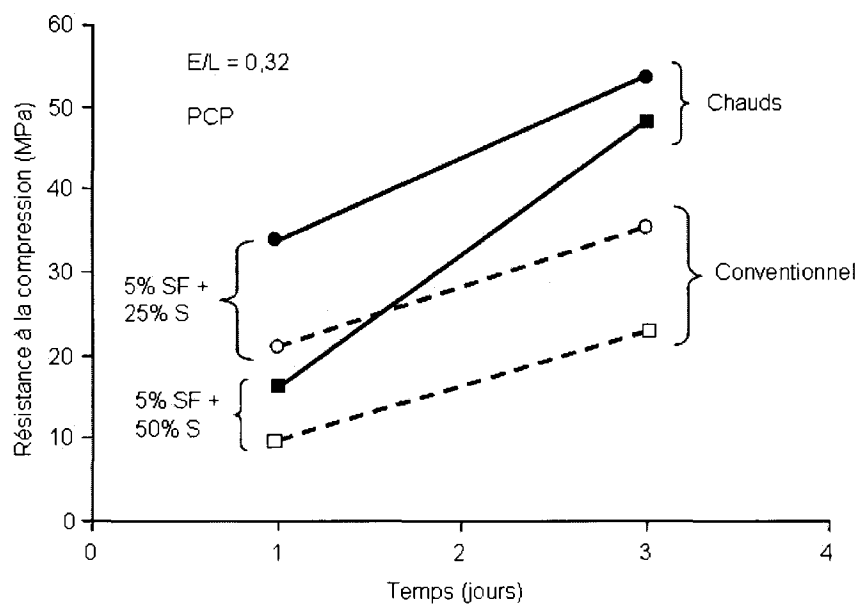
Le tableau 5.1 présentent les valeurs de la résistance à la compression à 1 et 3 jours pour les mélanges des liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S soumis aux mûrissements chauds et conventionnels.

**Tab. 5.1** – Résistance à 1 et 3 jours (MPa) des mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP pour mûrissements chaud et conventionnel

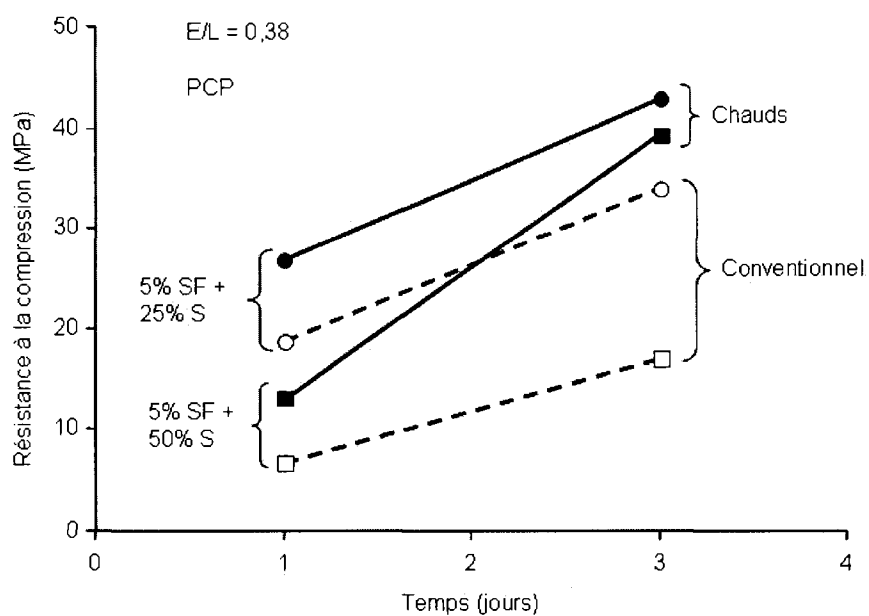
			1 jours	3 jours
E/L = 0,32	Chaud	5 % SF + 25 % S	33,4	53,4
		5 % SF + 50 % S	15,7	48,2
	Conventionnel	5 % SF + 25 % S	20,4	35
		5 % SF + 50 % S	9,8	22,5
E/L = 0,38	Chaud	5 % SF + 25 % S	26,9	43
		5 % SF + 50 % S	13,1	39,2
	Conventionnel	5 % SF + 25 % S	18,7	34,2
		5 % SF + 50 % S	6,7	17

Pour les deux E/L de 0,32 et 0,38, lorsque les mélanges des liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S ont été muris sous les conditions conventionnelles, le développement de la résistance entre 1 et 3 jours est proportionnel pour les deux liants. Par contre, dans les conditions chaudes, le développement de la résistance entre 1 et 3 jours du liant 5 % SF + 50 % S est plus rapide que celui du liant 5 % SF + 25 % S. Ceci peut être dû à l'énergie d'activation ( $E_a$ ) qui augmente avec la teneur en laitier (paragraphe 2.5.4.3). Par conséquent, le liant 5 % SF + 50 % S sera plus sensible à la température que le liant 5 % SF + 25 % S vis-à-vis la résistance à jeune âge (figures 5.4 et 5.5).

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



**Fig. 5.4** – Effet de la température - type de liant sur le développement de la résistance à jeune âge des mélanges de  $E/L$  de 0,32 et avec PCP

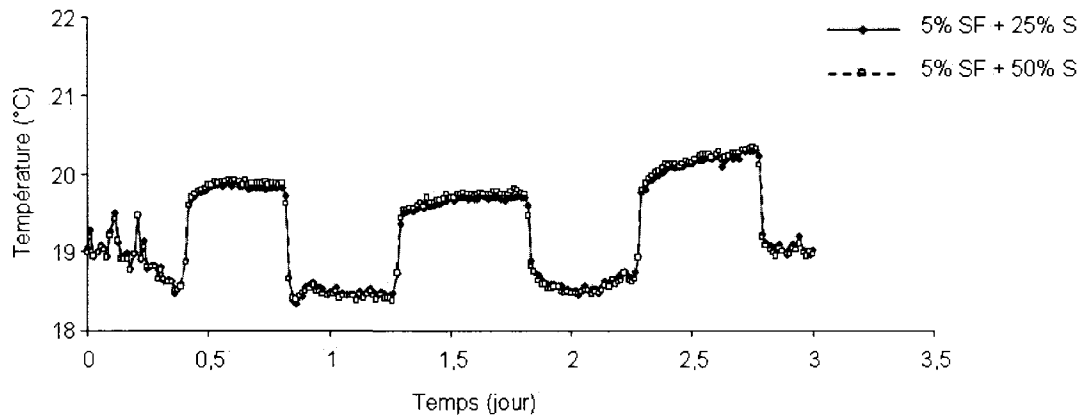


**Fig. 5.5** – Effet de la température - type de liant sur le développement de la résistance à jeune âge des mélanges de  $E/L$  de 0,38 et avec PCP

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

#### 5.3.1.1 Calcul de l'énergie d'activation $E_{a1}$ et $E_{a2}$ des deux liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S respectivement

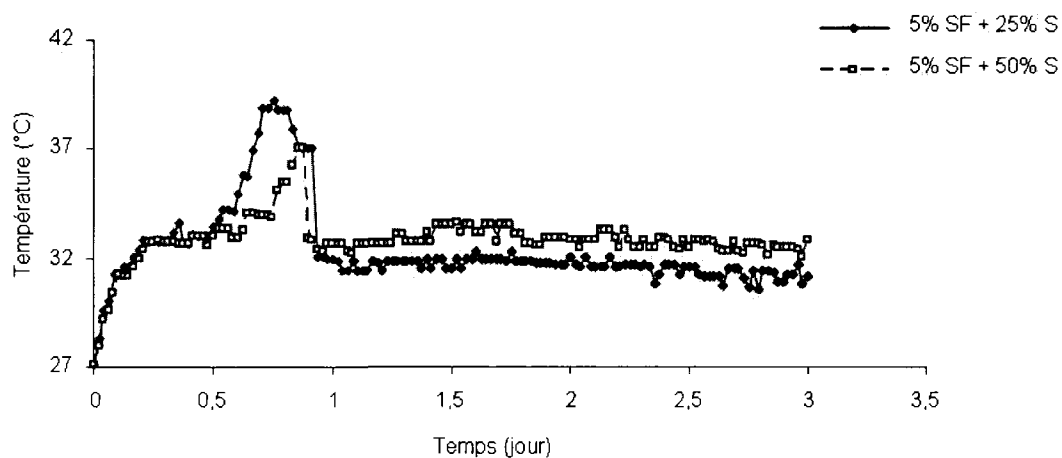
L'ASTM-C1074-04 précise que, l'énergie d'activation doit être calculée dans un interval de température, où les limites sont les températures minimale et maximale que le béton peut atteindre. Un thermocouple a été installé au milieu du cylindre du béton afin de tracer la courbe température du béton - temps. Elle sont présentées dans les figures 5.6 et 5.7 pour les conditions de mûrissement conventionnelles et chaudes respectivement. Par conséquent, la température maximale est égale à  $40 (\pm 2) ^\circ\text{C}$ , la température minimale est de  $20 (\pm 2) ^\circ\text{C}$  et la température moyenne est de  $30 ^\circ\text{C}$ .



**Fig. 5.6** – Variation de la température en fonction du temps au milieu du cylindre muris dans les conditions conventionnelles pour les deux mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec  $E/L$  de 0,32 et PCP

Le Calcul de l'énergie d'activation ( $E_a$ ) a été fait selon la méthode ASTM-C1074-04. Il s'agit de mesurer la résistance à la compression des cubes de mortier de 50 mm de côté, à différentes échéances et différentes températures de mûrissement. Le mortier a le rapport massique sable/ciment égale au rapport massique gros granulats/ciment du béton, le même  $E/L$  et le même type et dosage en SP que celui du béton. Pour chaque type de liant, les mélanges sont semblables sauf pour la teneur en SP qui était analogue à celle du béton à la température correspondante, pour avoir un étalement de  $720 \pm 30$

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



**Fig. 5.7** – Variation de la température en fonction du temps au milieu du cylindre muris dans les conditions chaudes pour les deux mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP

mm (tableau 5.2).

**Tab. 5.2** – Composition des mélanges des liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C

Matériaux		Dosage	
		5 % SF + 25 % S	5 % SF + 50 % S
Ciment GU ( <i>kg</i> )		336	216
Laitier ( <i>kg</i> )		120	240
Fumée de silice ( <i>kg</i> )		24	24
Sable ( <i>kg</i> )		942	938
Eau ( <i>kg</i> )		154	154
PCP ( <i>l</i> )	20 °C	4,75	3
	30 °C	5	4,5
	40 °C	5,5	6
Retardateur ( <i>l</i> )		1,25	1,25

Les cubes de mortier étaient confectionnés et mûris à l'eau à trois températures différentes (20, 30 et 40 °C). Les deux températures minimale et maximale que le béton

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

peut atteindre et la température moyenne des deux, étaient prises en compte. Pour chaque température de mûrissement, une série de 18 cubes du mortier ont été mûris à l'eau directement après la confection des cubes. Les chaudières d'eau sont placées dans une étuve isolée de façon à avoir la température de l'eau (20, 30 et 40 °C) constante durant l'expérience.

La résistance à la compression à l'échéance due, a été faite sur une série de trois cubes à la fois d'où, pour chaque température de mûrissement six mesures ont été prises. La première est due quand la résistance à la compression est de 4 MPa approximativement, ce qui a nécessité la confection de six cubes de plus pour les essais à jeune âge. La deuxième mesure a été prise à une échéance double de celle de la première et la troisième échéance double de la deuxième et ainsi de suite. Par exemple, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S et pour le mûrissement de 20 °C, les échéances sont 1, 2, 4, 8, 16 et 32 jours (tableau 5.3). Les valeurs de la résistance à la compression à différentes échéances et à chaque température de mûrissement, pour les liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S, sont données par les tableaux 5.3 et 5.4 respectivement.

La régression linéaire des quatre dernières mesures qui sont données par les tableaux 5.5 et 5.6 permet d'estimer la résistance à la compression à l'infini. L'intersection du prolongement de la courbe de tendance de  $1/f'_c$  en fonction de  $1/\text{temps}$  avec l'axe des coordonnées donne la valeur de  $1/f'_{\infty}$ . Dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S, la valeur de  $f'_{\infty}$  est de 111,1 (1/0,009), 113,6 (1/0,0088) et 106,4 MPa (1/0,0094) pour les mûrissements de 20, 30 et 40 °C respectivement (figure 5.8). Pour le liant 5 % SF + 50 % S, elle est de 120,5 (1/0,0083), 102 (1/0,0098) et 94,3 MPa (1/0,0106) pour les mûrissements de 20, 30 et 40 °C respectivement (figure 5.9).

La valeur de  $A = f'_c/(f'_{\infty}-f'_c)$  en fonction du temps, est déterminée à partir des quatre premières mesures (tableaux 5.7 et 5.8). Par exemple, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S, pour le mûrissement de 20 °C,  $f'_{\infty} = 111,1$  MPa et pour  $t = 2$  jour,  $f'_c = 30,4$  MPa, d'où  $A = 0,376$ . La pente de la droite de régression linéaire  $A(t)$  présente la valeur de la vitesse de la cinétique d'hydratation ( $K$  (1/jour)) (figures 5.10 et 5.11).

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

**Tab. 5.3** – Résistance à la compression à l'échéance requis du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C. Les chiffres entre parenthèses désignent l'écart type

Temps (Jour)	Résistance à la compression (MPa)
<b>T = 20 °C</b>	
1	4,4 (0,020)*
2	30,4 (0,629)
4	48,3 (1,031)
8	68,2 (0,205)
16	82 (2,136)
32	97 (2,446)
<b>T = 30 °C</b>	
0,729167	3,85 (0,180)
1,458333	37 (0,521)
2,916667	53 (2,002)
5,833333	77,7 (2,543)
11,666667	89,4 (1,984)
23,333333	95,9 (1,723)
<b>T = 40 °C</b>	
0,541667	4 (0,18)
1,08333	33 (2,58)
2,166667	62,1 (0,286)
4,33333	82,8 (0,314)
8,666667	90,8 (3,164)
17,333333	94,8 (2,142)



### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

**Tab. 5.4** – Résistance à la compression à l'échéance requis du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C. Les chiffres entre parenthèses désignent l'écart type

Temps (Jour)	Résistance à la compression (MPa)
<b>T = 20°C</b>	
1	3,9 (0,134)
2	18,8 (0,103)
4	36,6 (1,211)
8	60,0 (0,401)
16	76,8 (0,439)
32	89,7 (2,758)
<b>T = 30°C</b>	
0,9791667	4,0 (0,192)
1,958333	24,3 (0,272)
3,916667	53,3 (0,668)
7,833333	70,2 (2,003)
15,666667	84,9 (1,112)
31,333333	90,4 (1,158)
<b>T = 40°C</b>	
0,667	4,2 (0,523)
1,333	24,6 (0,312)
2,667	60,4 (1,902)
5,333	72,5 (0,126)
10,667	81,2 (1,564)
21,333	90 (2,027)

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

**Tab. 5.5** – 1/Résistance à la compression en fonction du 1/Temps pour les 4 dernières mesures du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP

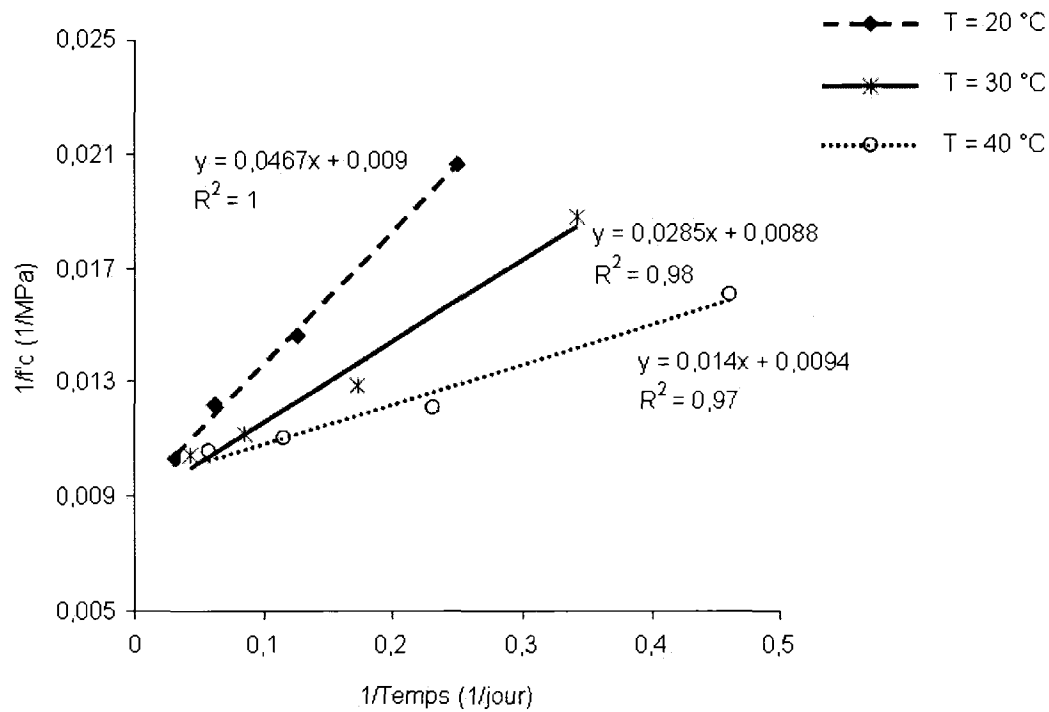
1/Temps (1/jour)	1/f <sub>c</sub> (1/MPa)
<b>T = 20 °C</b>	
0,25	0,02070393
0,125	0,01466276
0,0625	0,01219512
0,03125	0,01030928
<b>T = 30 °C</b>	
0,342857143	0,018867925
0,171428571	0,012870013
0,085714286	0,011185682
0,042857143	0,010427529
<b>T = 40 °C</b>	
0,461538462	0,01610306
0,230769231	0,012077295
0,115384615	0,011013216
0,057692308	0,010548523

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

**Tab. 5.6** – 1/Résistance à la compression en fonction du 1/Temps pour les 4 dernières mesures du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP

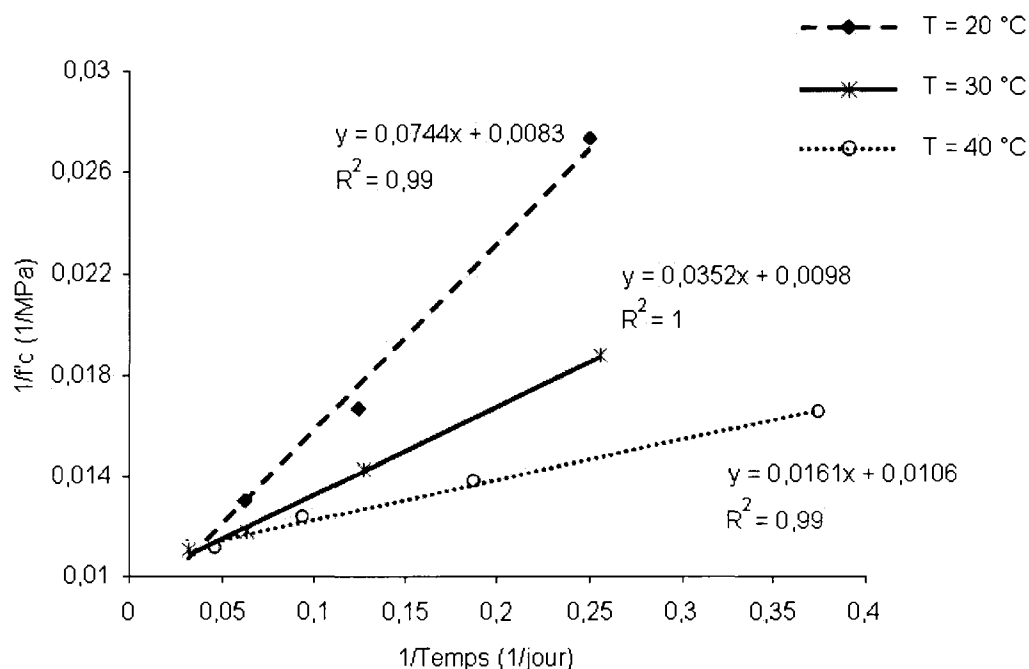
1/Temps (1/jour)	1/f <sub>c</sub> (1/MPa)
<b>T = 20°C</b>	
0,25	0,0273224
0,125	0,016667
0,0625	0,01302083
0,03125	0,01114827
<b>T = 30°C</b>	
0,255319149	0,018761726
0,127659574	0,014245014
0,063829787	0,011778563
0,031914894	0,011061947
<b>T = 40°C</b>	
0,375	0,016556291
0,1875	0,013793103
0,09375	0,012345679
0,046875	0,011111111

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



**Fig. 5.8** – Estimation de la résistance à la compression à l'infini du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



**Fig. 5.9** – Estimation de la résistance à la compression à l'infini du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C

Dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S, elle est égale à 0,2148, 0,4043 et 0,9226 1/jour, pour les mûrissements de 20, 30 et 40 °C respectivement. Pour le liant 5 % SF + 50 % S, les valeurs de (K) pour les mûrissements de 20, 30 et 40 °C sont respectivement égales à 0,136, 0,3196 et 0,7216 1/jour. Ensuite, les valeurs de  $\ln(K)$  en fonction de  $1/(T\text{ (°K)})$  sont données par le tableau 5.9.

Enfin, l'énergie d'activation  $E_a$  est donc calculée comme la pente de la courbe de tendance de  $\ln(K)$  en fonction de  $1/(T)$  multipliée par le coefficient des gaz parfaits ( $R = 8,314\text{ J/mol.K}$ ) (figure 5.12). La valeur de l'énergie d'activation  $E_{a1}$  du liant 5 % SF + 25 % S peut être exprimé comme :  $6671,1 \times 8,314 = 55463\text{ J/mol}$ , soit  $E_{a1} = 55,5\text{ KJ/mol}$ . L'énergie d'activation  $E_{a2}$  du liant 5 % SF + 50 % S est aussi calculé comme étant :  $7651,5 \times 8,314 = 63614\text{ J/mol}$ , soit  $E_{a2} = 63,6\text{ KJ/mol}$ .

En résumé, Pour le même E/L de 0,32 et le même type de SP (PCP), l'énergie d'activation du béton pour le liant 5 % SF + 25 % S ( $E_{a1} = 55,5\text{ KJ/mol}$ ) est plus petite

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

**Tab. 5.7** – Valeurs de  $A = f'_c/(f'_{c\infty}-f'_c)$  pour les 4 premières échéances du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C

Temps (jour)	$A = f'_c/(f'_{c\infty}-f'_c)$
<b>T = 20°C</b>	
1	0,04182296
2	0,37670384
4	0,76910828
8	1,58974359
<b>T = 30°C</b>	
0,729167	0,03507973
1,458333	0,48302872
2,916667	0,87458746
5,833333	2,1643454
<b>T = 40°C</b>	
0,541667	0,0390625
1,083333	0,44959128
2,166667	1,40180587
4,333333	3,50847458

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

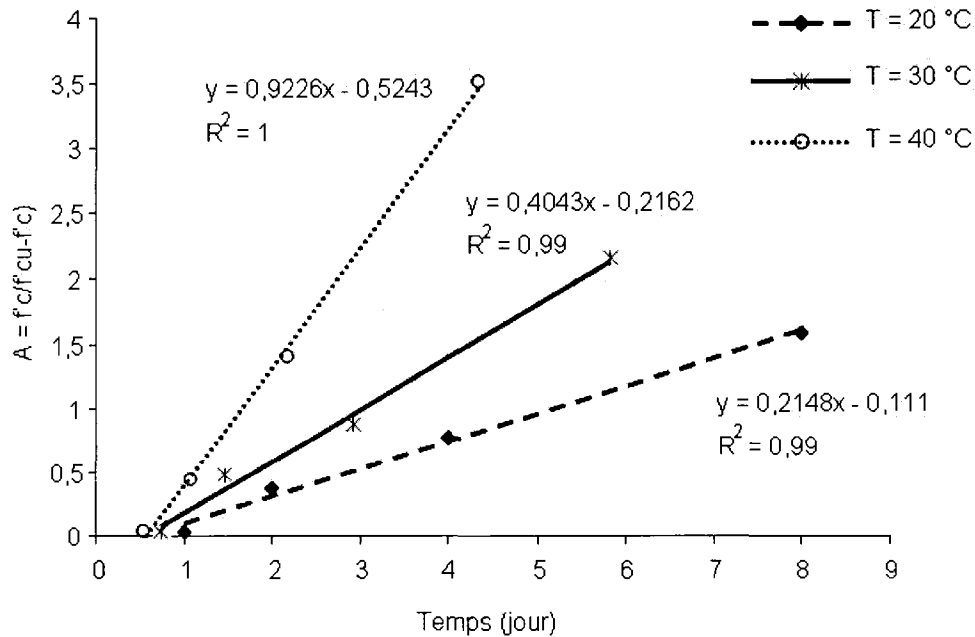
**Tab. 5.8** – Valeurs de  $A = f'_c/(f'_{c\infty}-f'_c)$  pour les 4 premières échéances du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C

Temps (Jour)	$A = f'_c/(f'_{c\infty}-f'_c)$
<b>T = 20°C</b>	
1	0,033093278
2	0,184857424
4	0,436233611
8	0,991735537
<b>T = 30°C</b>	
0,9791667	0,040816327
1,958333	0,312741313
3,916667	1,094455852
7,833333	2,20754717
<b>T = 40°C</b>	
0,667	0,047777778
1,333	0,352941176
2,667	1,781710914
5,333	3,325688073

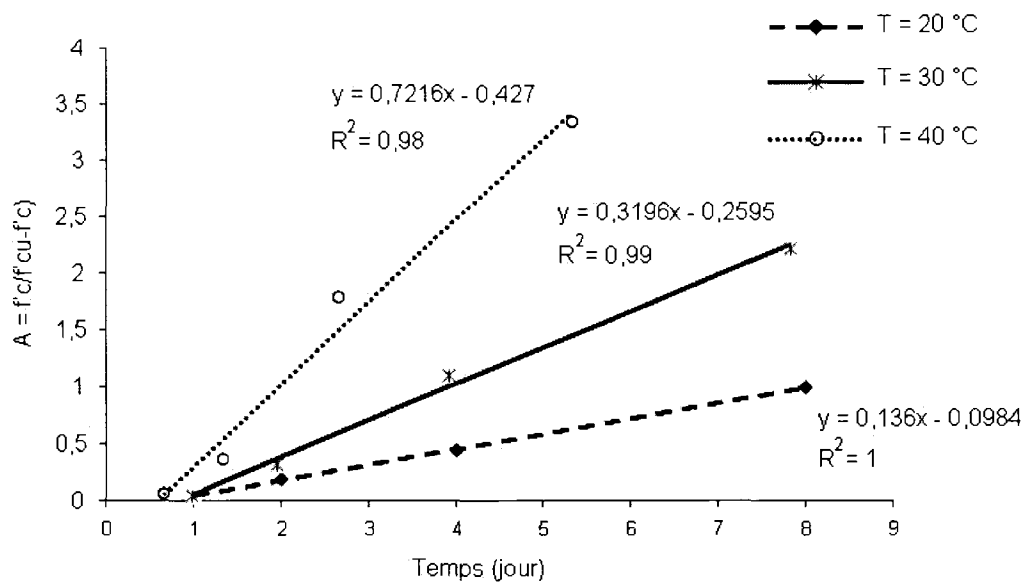
**Tab. 5.9** – Valeur de  $\ln(K)$  des mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isotherme de 20, 30 et 40 °C

Température (°K)	K (1/jour)	1/Température (1/°K)	Ln(K) (1/jour)
<b>5 % SF + 25 % S</b>			
293	0,2148	0,00341297	-1,53851357
303	0,4043	0,00330033	-0,9055981
313	0,9226	0,00319489	-0,08055951
<b>5 % SF + 50 % S</b>			
293	0,1360	0,00341297	-1,99510039
303	0,3196	0,00330033	-1,14068507
313	0,7216	0,003194888	-0,32628431

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



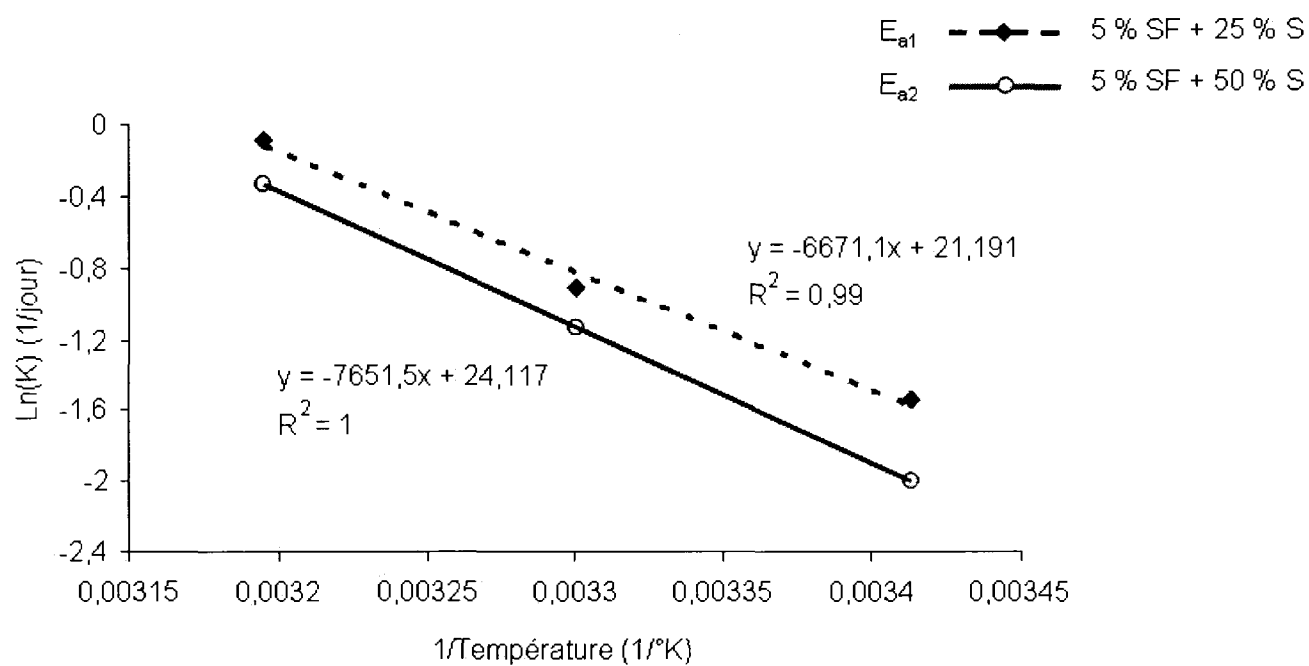
**Fig. 5.10** – Valeur de K du mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C



**Fig. 5.11** – Valeur de K du mélange 5 % SF + 50 % S avec E/L de 0,32 et PCP, pour mûrissements isothermes de 20, 30 et 40 °C



### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge



**Fig. 5.12** – Courbe de tendance de  $\text{Ln}(K)$  en fonction de  $1/\text{température}$  de mûrissement, des mélanges 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S avec  $E/L$  de 0,32 et PCP

### 5.3 Effet de la température sur la résistance à la compression à jeune âge

que celle du béton du liant 5 % SF + 50 % S ( $E_{a2} = 63,6 \text{ KJ/mol}$ ). Par conséquent, ce dernier sera plus activé par la température et développe plus rapidement sa résistance à jeune âge. Ceci peut justifier les résultats obtenus par les figures (figures 5.4 et 5.5), quand la résistance à la compression du béton du liant 5 % SF + 50 % S augmente significativement entre 1 et 3 jours, dans les conditions chaudes. les résultats peuvent être également interprétés par le calcul de l'âge équivalent.

#### **5.3.1.2 Calcul du temps équivalent $t_{e20(1)}$ et $t_{e20(2)}$ pour les deux liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S respectivement à l'âge réel de trois jours**

Par définition, l'âge équivalent à 20 °C est le temps que mettrait le béton soumis à un mûrissement de température (T) pour atteindre la même résistance après un mûrissement isotherme à 20 °C. Dans la présente étude, la température du béton des mélanges soumis au mûrissement chaud est présentée par la figure 5.7. La température moyenne durant les trois premiers jours était de 32,4 et de 32,8 °C pour les bétons avec liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S respectivement.

D'après l'équation 2.12, les valeurs de l'âge réel de 3 jours  $t_{e20(1)}$  du mélange avec liant 5 % SF + 25 % S et  $t_{e20(2)}$  de celui avec liant 5 % SF + 50 % S sont calculées par les équations 5.1 et 5.2. Le calcul montre que, trois jours de mûrissement chaud ont été équivalent à 7,5 jours de mûrissement conventionnel pour le liant 5 % SF + 25 % S, mais à 9 jours pour le liant 5 % SF + 50 % S . Par conséquent, le développement de la résistance à la compression dans les conditions chaudes, durant les trois premiers jours, était plus rapide dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S.

$$t_{e20(1)} = \int_0^3 \exp\left(\frac{55463}{8,314} \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{273 + 32,4}\right)\right) d\tau = \int_0^3 \exp(0,92)d\tau = 7,5 \text{ jour} \quad (5.1)$$

$$t_{e20(2)} = \int_0^3 \exp\left(\frac{63614}{8,314} \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{273 + 32,8}\right)\right) d\tau = \int_0^3 \exp(1,09) d\tau = 9 \text{ jour.} \quad (5.2)$$

## 5.4 Conclusions

La résistance à jeune âge est grandement influencée par le type et la teneur en SP utilisée dans le cas du BAP à haute performance. Une fluidité élevée accompagnée d'un faible E/L, peut multiplier la demande en SP, d'où des retards éventuels de prise et de durcissement, ainsi qu'une faible résistance à jeune âge. Par conséquent, le choix du type de SP est crucial. Par exemple, l'utilisation du PCP a montré une meilleure performance que le PNS vis-à-vis la résistance à 24 heures. En effet, la teneur élevée en PNS dans le cas du E/L = 0,32 pour une fluidité requise de  $720 \pm 30$  mm d'étalement, a bloqué le processus d'hydratation et diminué grandement la résistance à 24 heures, qui est devenue inférieure à celle du E/L = 0,38.

En outre, la résistance à 24 heures diminue avec la teneur en ciment pour le même E/L. Ceci peut être dû à l'hydraulicité latente du laitier qui réagit avec la chaux pour donner des nouveaux hydrates. De plus, une augmentation de la température du béton et de mûrissement accélère l'hydratation du liant et augmente significativement la résistance à jeune âge.

Cependant, l'augmentation de la température peut accélérer davantage le développement de la résistance à jeune âge des mélanges contenant plus du laitier. En effet, le développement de la résistance entre 1 et 3 jours a été beaucoup plus rapide, quand la température de mûrissement a augmenté de 20 à 35 °C, pour le liant 5 % SF + 50 % S que pour celui de 5 % SF + 25 % S. Ceci peut être dû à l'énergie d'activation qui augmente avec la teneur en laitier. Elle était trouvée égale à 55,5 kJ/mole dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S et à 63,6 kJ/mole dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S.

Par conséquent, en utilisant la notion d'âge équivalent, le développement de la

résistance en trois jours de mûrissement chaud était identique à celui de 7,5 jours de mûrissement conventionnel, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S. Tandis que, dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S, le développement de la résistance devient plus rapide et trois jours de mûrissement chaud étaient équivalents à 9 jours de mûrissement conventionnel au lieu de 7,5 jours pour le liant 5 % SF + 25 % S.

## Chapitre 6

# Effet de la formulation et de la cure sur les propriétés mécaniques et de transport sur le BAP à haute performance

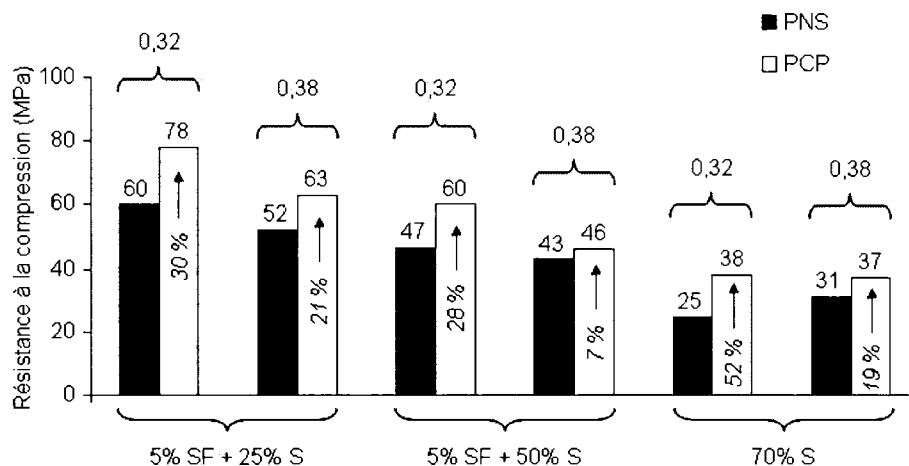
### 6.1 Introduction

Le présent chapitre traite l'effet de la formulation et du mode de cure du BAP à haute performance sur les propriétés mécaniques et les propriétés du transport. La résistance à la compression à 56 jours pour le BAP à haute performance peut être influencée par le type du liant et du SP, la température du béton et du mûrissement et par la durée du cure humide. L'effet couplé du E/L - durée de cure humide sur les propriétés du transport (perméabilité aux ions chlorés et porosité aux mercures) sera étudié.

## 6.2 Effet du type de SP sur la résistance à la compression à 56 jours

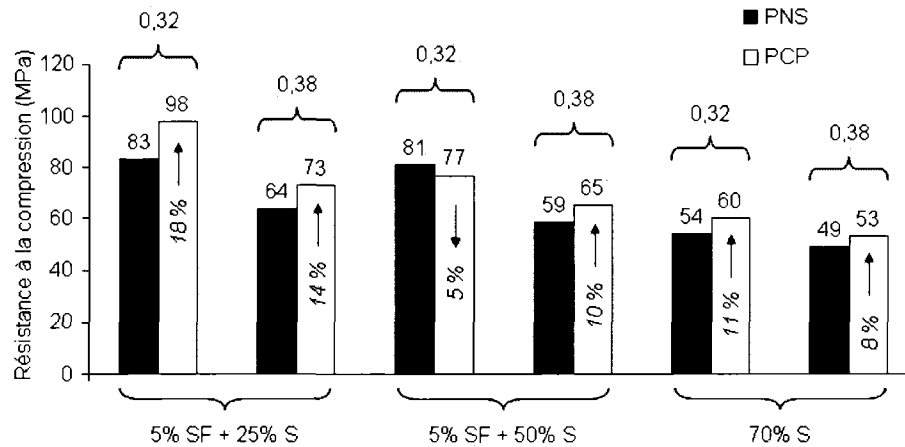
La plupart des résultats ont montré que le type de SP influence la résistance à la compression à 56 jours (figures 6.1 - 6.4). En effet, pour la même fluidité, le même E/L, le même type de liant et pour tous les modes de cure, la résistance à la compression à 56 jours des mélanges avec du PCP est plus grande que celle des mélanges avec du PNS. Ceci peut être attribué à la mode de dispersion plus efficace du PCP, qui favorise l'hydratation et augmente ainsi, la résistance à la compression.

En outre, La figure 6.1 montre que, dans le cas du mode de cure SC (sans cure humide), l'influence du type du SP sur la résistance à la compression à 56 jours est plus grande, pour  $E/L = 0,32$  que pour  $E/L = 0,38$ , pour les trois liants utilisés. Dans le cas du mode de cure SC, l'hydratation se fait seulement par l'eau de gâchage qui diminue avec le E/L, d'où l'importance de la dispersion efficace des grains au début, avant l'évaporation de l'eau. Par contre, dans le cas de cure humide, l'apport extérieur d'eau peut favoriser l'hydratation continue et diminue ainsi, l'influence de SP.

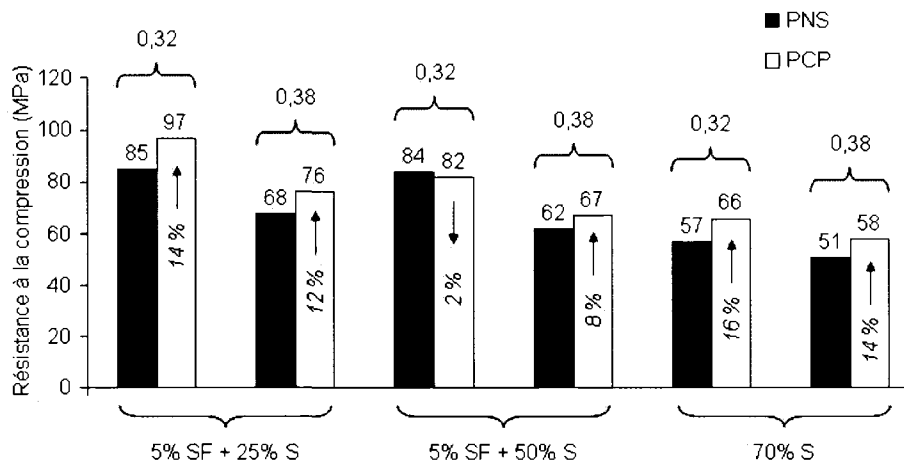


**Fig. 6.1** – Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement SC dans les conditions chaudes. Les flèches présentent l'augmentation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS

## 6.2 Effet du type de SP sur la résistance à la compression à 56 jours

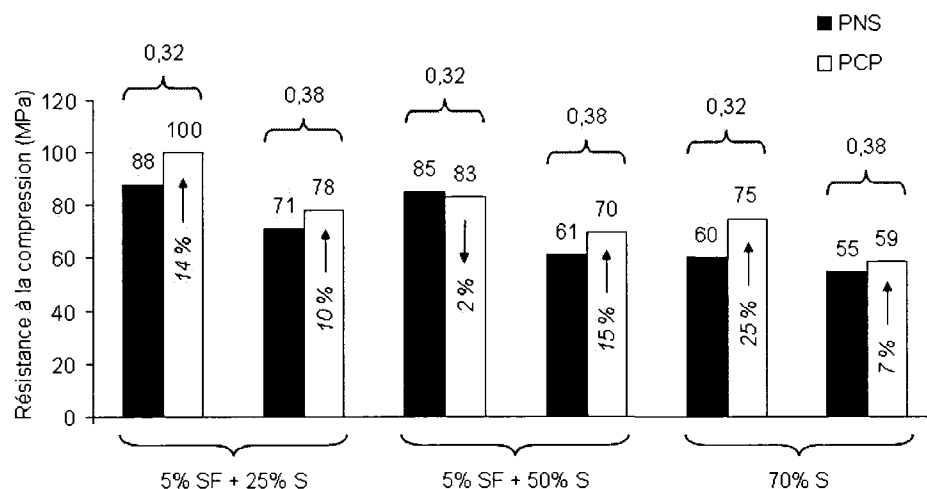


**Fig. 6.2** – Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 3C dans les conditions chaudes. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS



**Fig. 6.3** – Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 7C dans les conditions chaudes. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS

### 6.3 Effet de la température sur le développement de la résistance à la compression à 56 jours



**Fig. 6.4** – Effet de SP sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 14C dans les conditions chaudes. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges avec PCP par rapport à celle des mélanges avec PNS

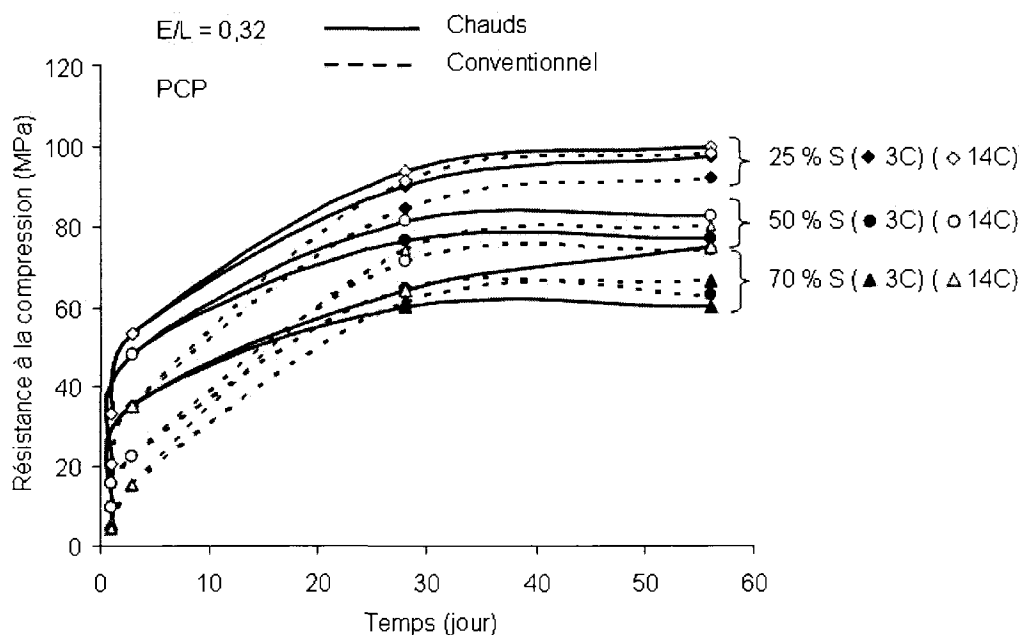
### 6.3 Effet de la température sur le développement de la résistance à la compression à 56 jours

Le développement de la résistance à jeune âge est beaucoup plus vite dans les conditions chaudes que dans les conditions conventionnelles, ce qui était montré dans le chapitre précédent (figures 6.5 et 6.6). Par contre, à 28 et 56 jours, les résistances se convergent pour les deux conditions chaudes et conventionnelles, pour E/L de 0,32. Dans le cas du E/L de 0,38 la résistance à 28 et 56 jours est plus grande dans les conditions chaudes surtout pour le liant 70 % S.

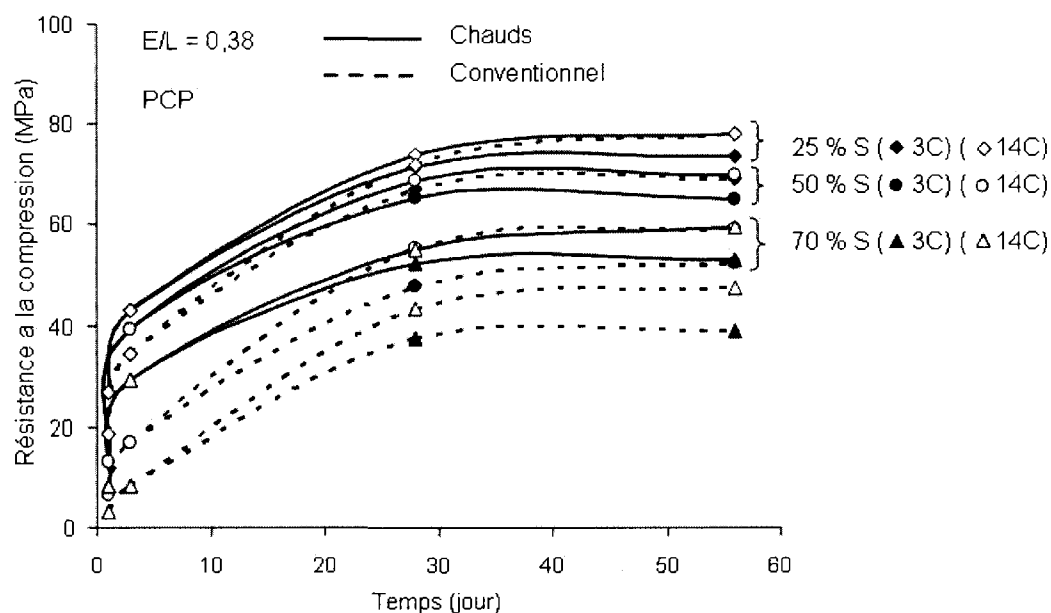
Ceci peut être présenté aussi par les figures 6.7 - 6.10 où la résistance à la compression à 56 jours dans les conditions chaudes est plus grande que celle dans les conditions conventionnelles, pour la plupart des résultats. Elle peut être interprétée, par le fait, qu'une telle augmentation de la température de mûrissement n'affecte pas le processus d'hydratation, surtout dans le cas du liant contenant du laitier et de la fumée de silice.



### 6.3 Effet de la température sur le développement de la résistance à la compression à 56 jours

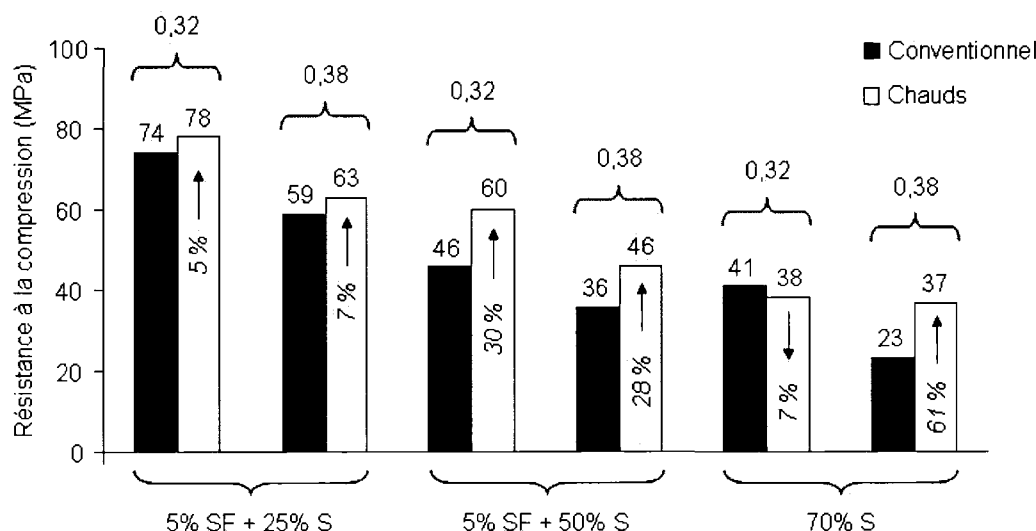


**Fig. 6.5** – Développement de la résistance à la compression en fonction de la température, du type du liant et du mode du cure des mélanges de E/L de 0,32 et avec PCP

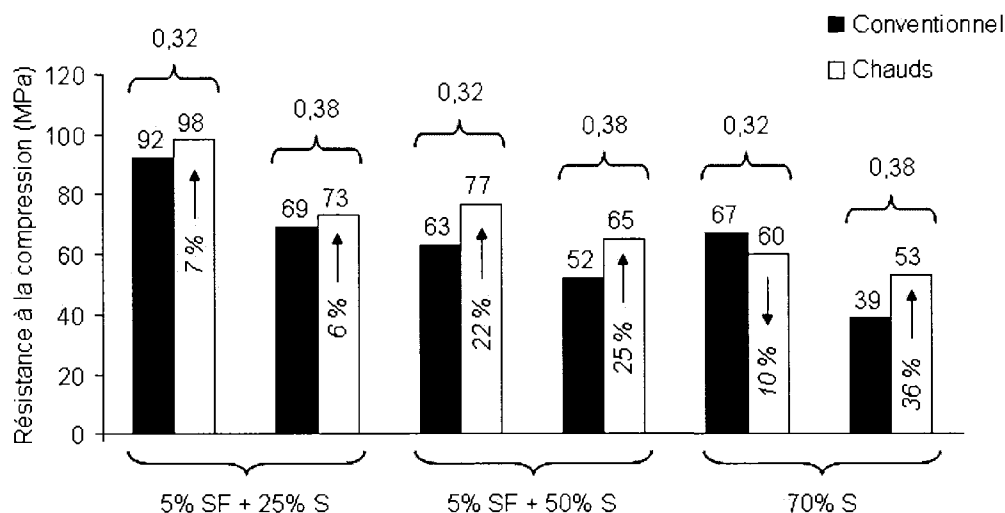


**Fig. 6.6** – Développement de la résistance à la compression en fonction de la température, du type du liant et du mode du cure des mélanges de E/L de 0,38 et avec PCP

### 6.3 Effet de la température sur le développement de la résistance à la compression à 56 jours

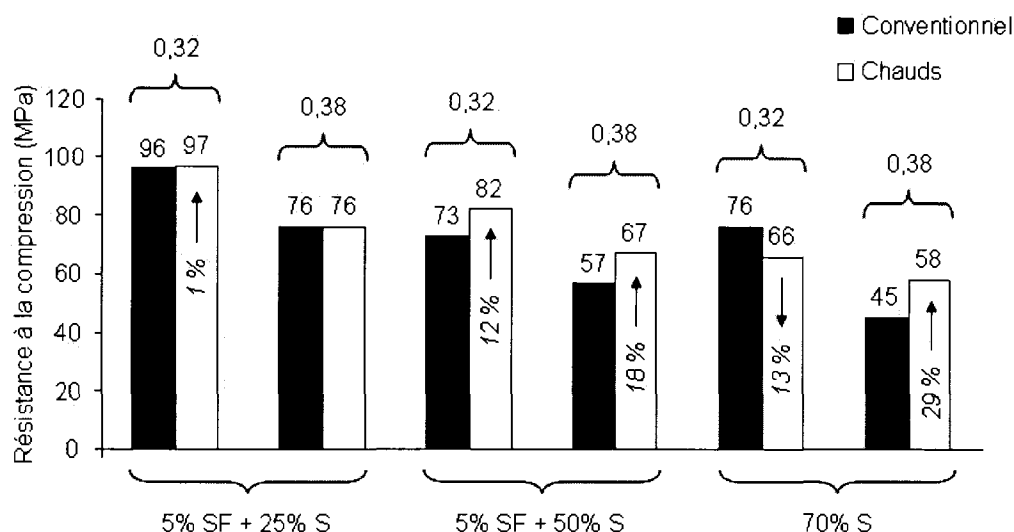


**Fig. 6.7** – Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement SC des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles

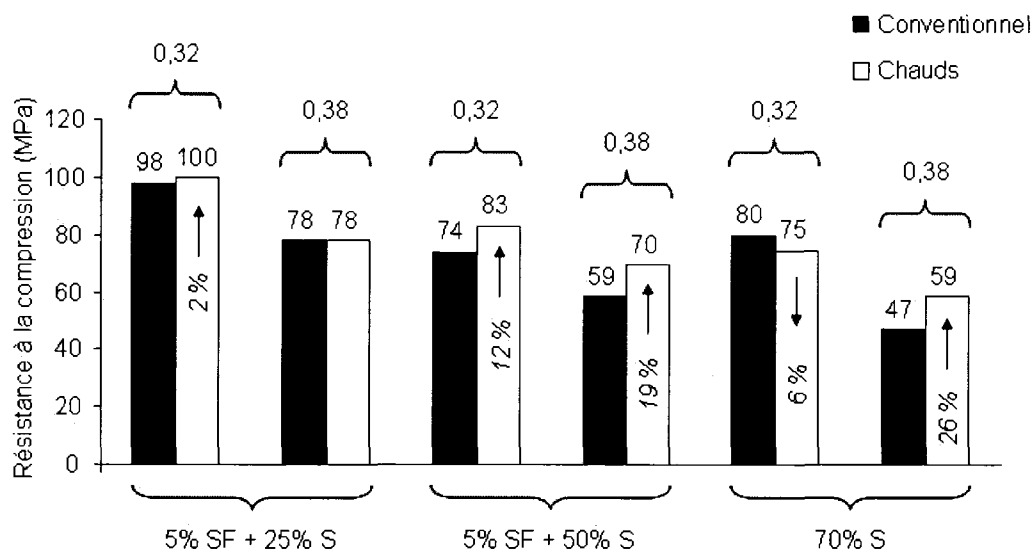


**Fig. 6.8** – Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 3C des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles

### 6.3 Effet de la température sur le développement de la résistance à la compression à 56 jours



**Fig. 6.9** – Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 7C des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles



**Fig. 6.10** – Effet de la température sur la résistance à la compression à 56 jours pour le mode de mûrissement 14C des mélanges avec PCP. Les flèches présentent la variation (%) de la résistance à la compression des mélanges dans les conditions chaudes par rapport à celle des mélanges dans les conditions conventionnelles

## 6.4 Effet de la durée du cure humide sur la résistance à la compression à 56 jours

La résistance à la compression à 56 jours augmente avec la durée du cure humide (figures 6.11 - 6.16). En effet, une cure humide de deux jours (3C) augmente significativement la résistance à 56 jours par rapport à celle de la cure SC (sans cure humide). Cependant, le gain de la résistance à 56 jours dans les cas des mûrissements de six jours de cure humide et plus (7C et 14C) par rapport à la cure de (3C), devient minime.

Quand le E/L diminue, l'espace inter-granulaire nécessaire pour former les hydrates devient plus petit et entrave la continuité de l'hydratation du liant par l'apport d'eau extérieur. De plus, dans les conditions chaudes, l'hydratation du liant s'accélère et la majorité des hydrates se forment tôt. Par exemple, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S (teneur en laitier petite), de E/L de 0,32 et avec PCP, une cure humide prolongée au delà de 3C n'a pas augmenté davantage la résistance à la compression à 56 jours, dans les conditions chaudes.

En outre, l'influence de la durée du cure humide augmente avec la substitution du ciment par du laitier, ce qui est bien justifié grâce à l'hydraulicité latente de ce dernier. Dans le cas du E/L de 0,32, les mélanges avec PNS sont plus influencés par la durée de cure humide que ceux avec PCP (figures 6.11 et 6.12). Par exemple, dans les conditions chaudes, le gain de la résistance à la compression à 56 jours entre les mûrissements SC et 14C, est de 28 %, 38 % et 95 % pour le PCP et augmente à 47 %, 81 % et 143 % pour le PNS, dans le cas des liants 5 % SF + 25 % S, 5 % SF + 50 % S et 70 % S respectivement.

De même, l'effet de la durée de cure humide sur la résistance à la compression à 56 jours est plus grand dans les conditions conventionnelles que dans les conditions chaudes (figures 6.11 et 6.14) et (figures 6.13 et 6.16). Par exemple, dans le cas des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP, le gain de la résistance à 56 jours entre les mûrissements SC et 14C, est de 34 %, 64 % et 104 % dans les conditions conventionnelles et diminue à 24

## 6.5 Effet de la durée de cure humide et du liant sur la perméabilité aux ions chlorures (KCl)

%, 52 % et 62 % dans les conditions chaudes, pour les liants 5 % SF + 25 % S, 5 % SF + 50 % S et 70 % S respectivement.

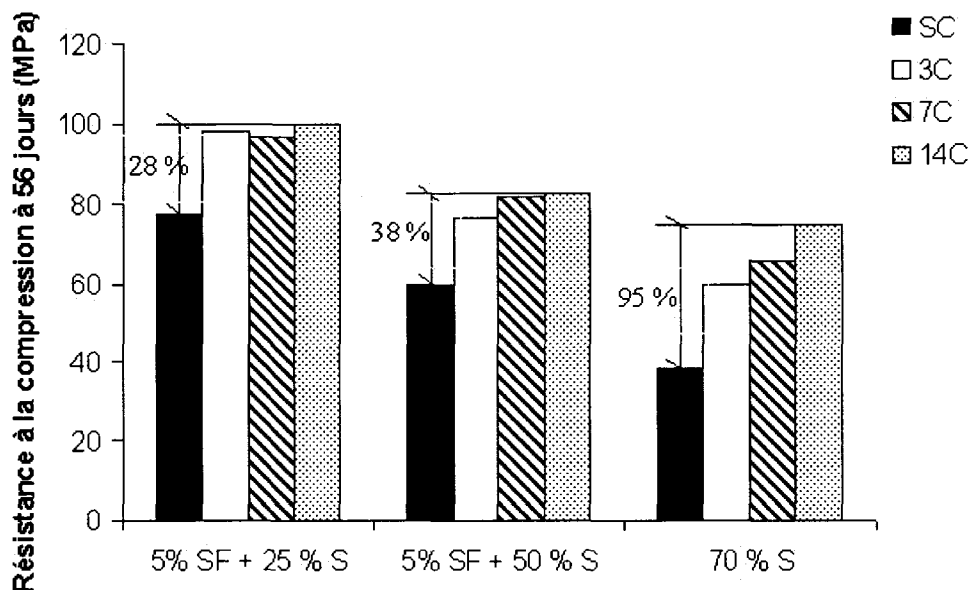


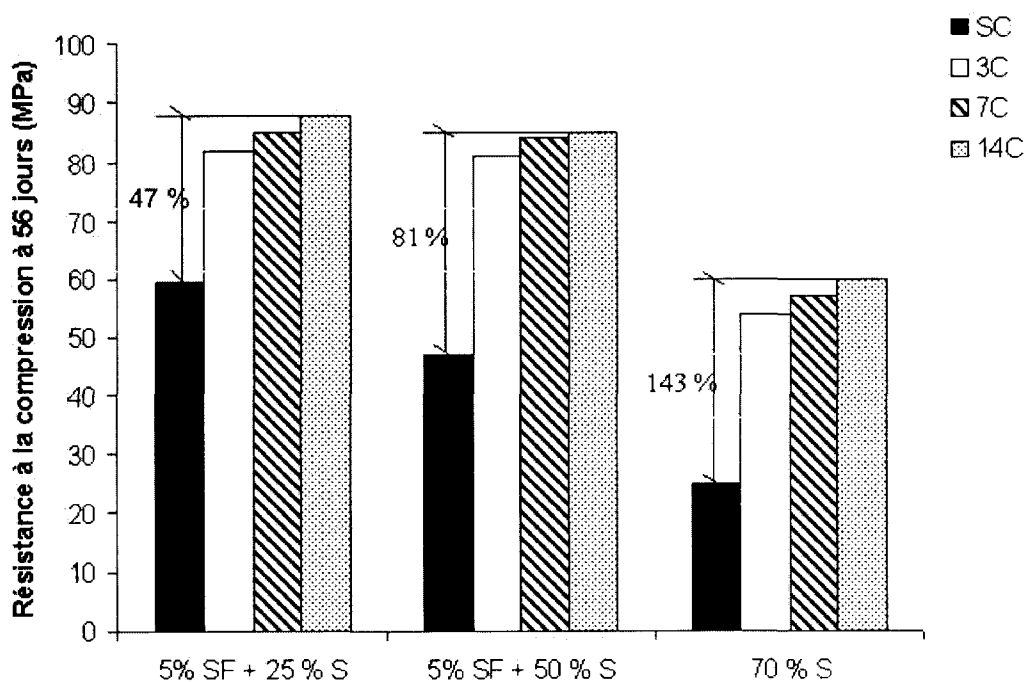
Fig. 6.11 – Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes

## 6.5 Effet de la durée de cure humide et du liant sur la perméabilité aux ions chlorures (KCl)

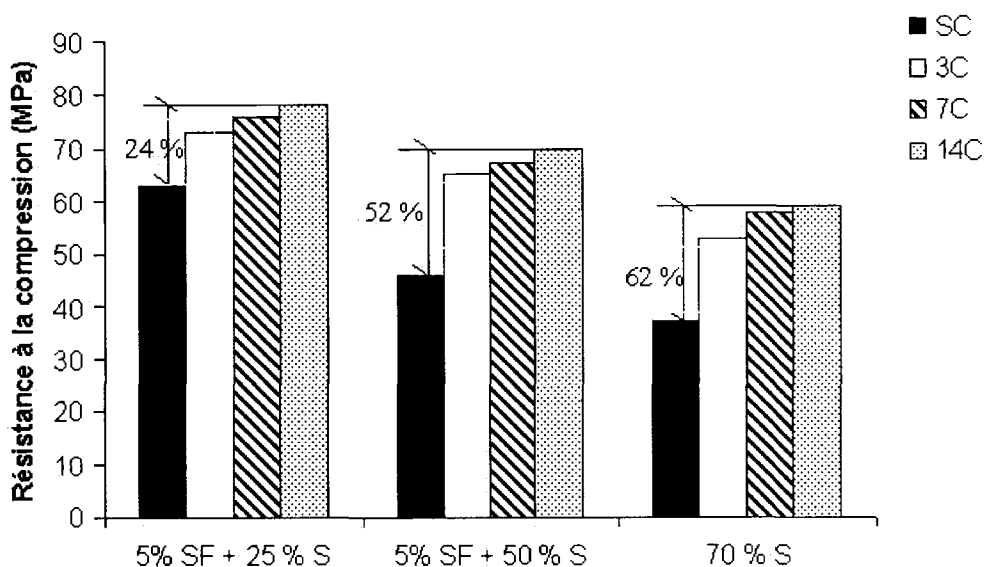
L'effet de la fumée de silice sur la KCl se voit clairement dans les résultats obtenus. Les deux liants contenant 5 % de fumée de silice ont présenté une charge totale de KCl à 56 jours inférieure à 1000 Coulomb. Ceci étant pour la plupart des résultats, quelque soit le mode de mûrissement, le E/L, le type de liant et la température adoptée dans cette étude (figures 6.17 - 6.22).

Par contre, dans le cas du liant 70 % S et pour un mûrissement SC (sans cure humide) la charge totale peut atteindre 4000 Coulomb (figure 6.22). Un mûrissement de 3C diminue significativement la charge à moins de 1000 Coulomb pour la plupart

## 6.5 Effet de la durée de cure humide et du liant sur la perméabilité aux ions chlorures (KCl)



**Fig. 6.12** – Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,32 avec PNS et dans les conditions chaudes



**Fig. 6.13** – Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes

## 6.5 Effet de la durée de cure humide et du liant sur la perméabilité aux ions chlorures (KCl)

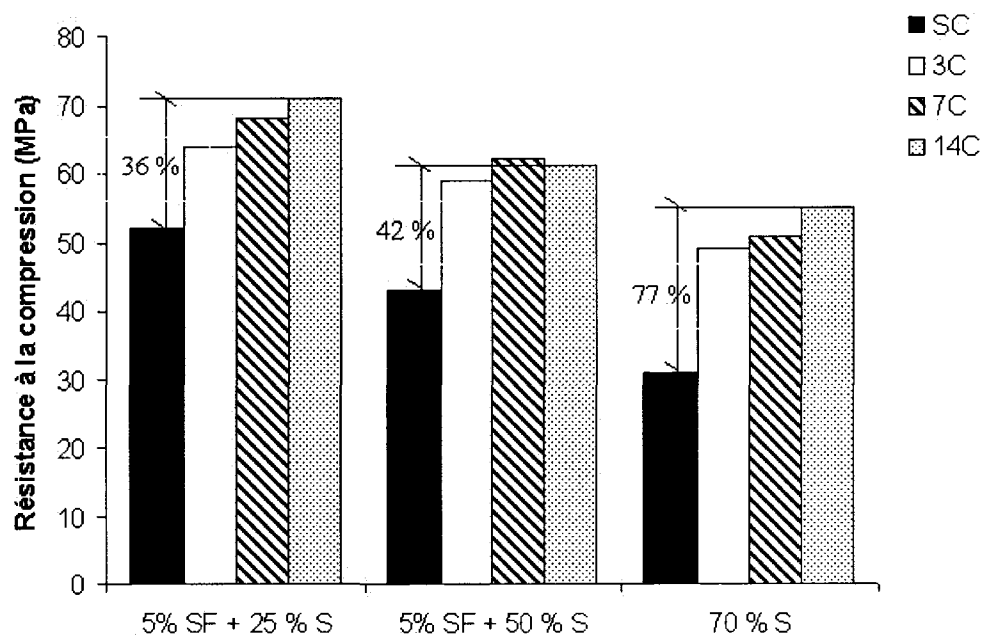


Fig. 6.14 – Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,38 avec PNS et dans les conditions chaudes

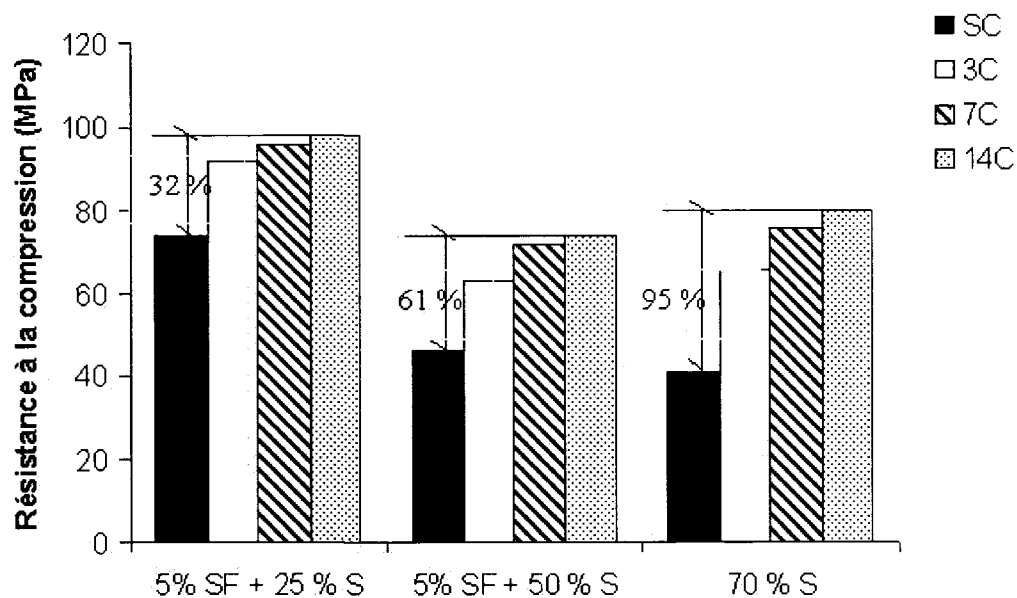
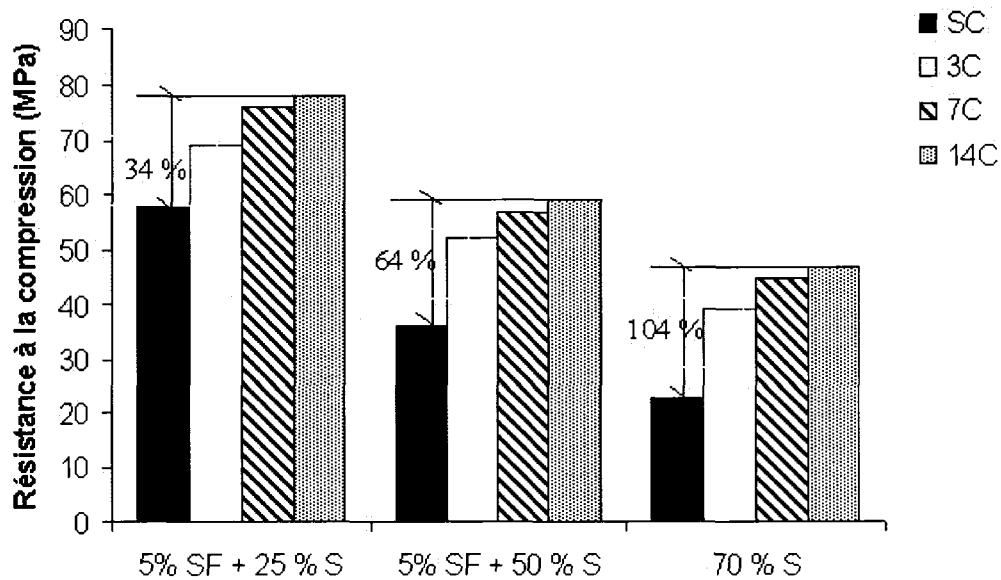


Fig. 6.15 – Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions conventionnelles

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores



**Fig. 6.16** – Résistance à la compression à 56 jours en fonction du mode de mûrissement des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions conventionnelles

des cas et un mûrissement prolongé au delà de 3C (7C et 14C) paraît moins utile. Il faut signaler que, les résultats ont montré que l'effet de la température sur la KCl est négligeable pour les différents liants et E/L utilisés.

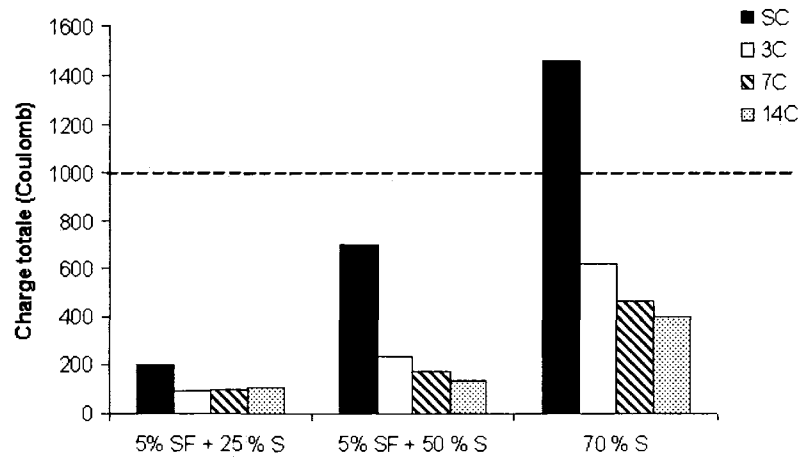
## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

Les résultats montrent que l'influence de la durée du cure humide sur le volume total et la distribution des pores à 56 jours est petite pour le liant 5 % SF + 25 % S (figures 6.23- 6.25). Elle devient plus grande dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S (figures 6.26- 6.28).

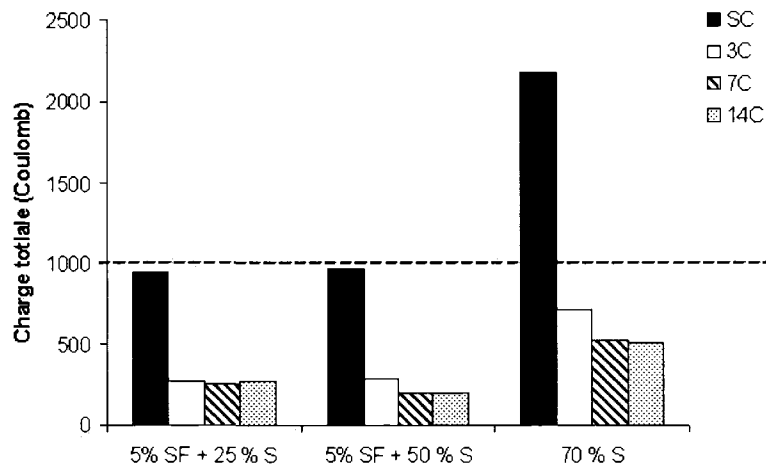
En outre, il paraît que, l'effet du E/L sur le volume total et la distribution des pores à 56 jours est plus grand que la durée du cure humide. Par exemple, le volume total des pores est plus petit dans le cas du E/L de 0,32 sans mûrissement humide (SC),



## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

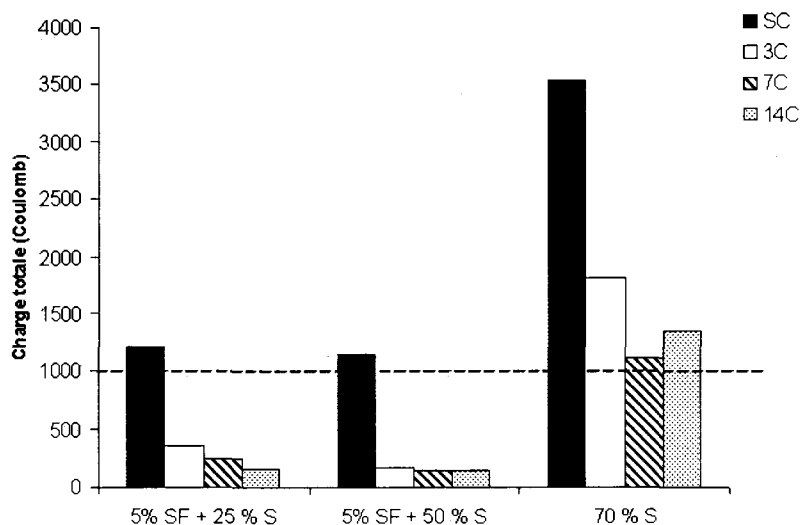


**Fig. 6.17** – Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes

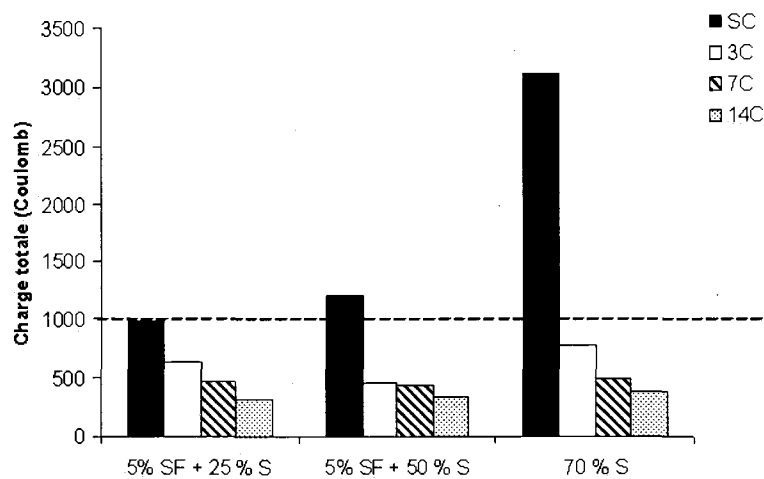


**Fig. 6.18** – Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

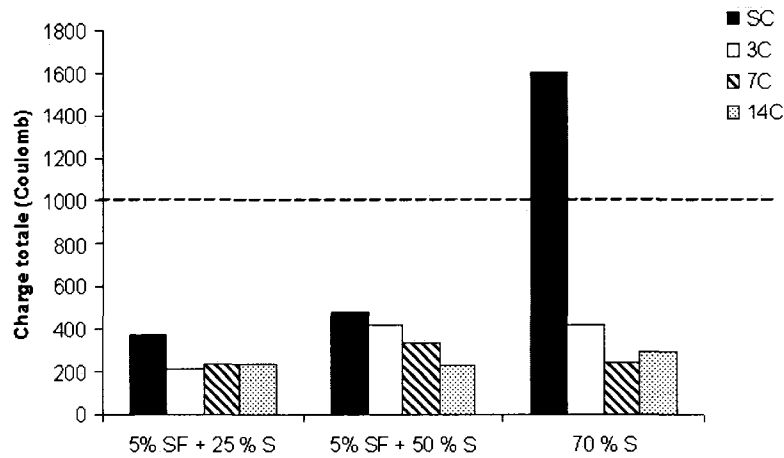


**Fig. 6.19** – Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,32 avec PNS et dans les conditions chaudes

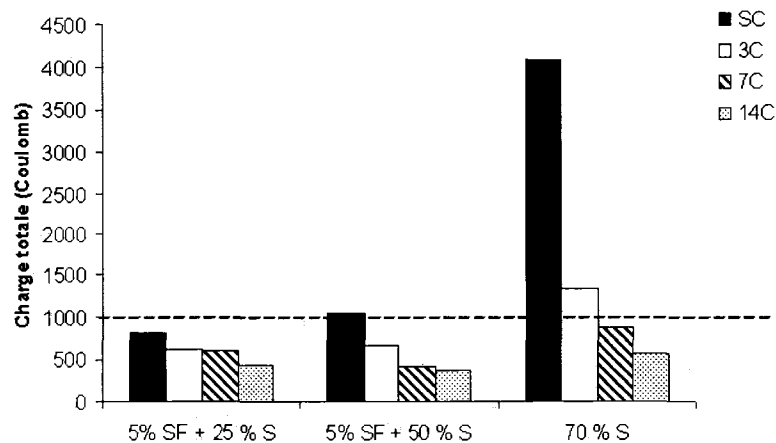


**Fig. 6.20** – Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,38 avec PNS et dans les conditions chaudes

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores



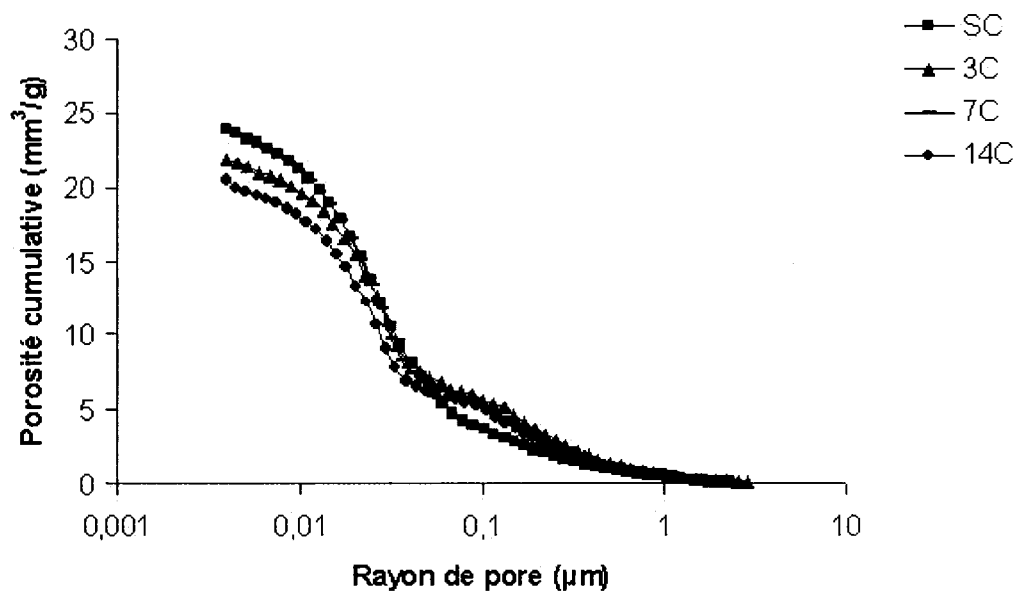
**Fig. 6.21** – Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions conventionnelles



**Fig. 6.22** – Perméabilité aux ions chlorures mesurée par charge totale (Coulomb) à 56 jours en fonction du type du liant et de mode de mûrissement, des mélanges de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions conventionnelles

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

que dans le cas du E/L de 0,38 avec 13 jours de mûrissement humide (14C), comme on peut le noter dans la figure 6.29, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S. En effet, le volume et la distribution des pores capillaires sont gouvernés par le E/L et par la formation des hydrates. Il semble que, pour des petits E/L (0,32), le prolongement de la durée de cure humide au delà de deux jours (3C) n'assure plus une production assez volumineuse des hydrates afin de raffiner les pores et diminuer ainsi, leur volume totale. Ceci peut être dû à la difficulté de cheminement de l'eau de cure à travers le BHP.

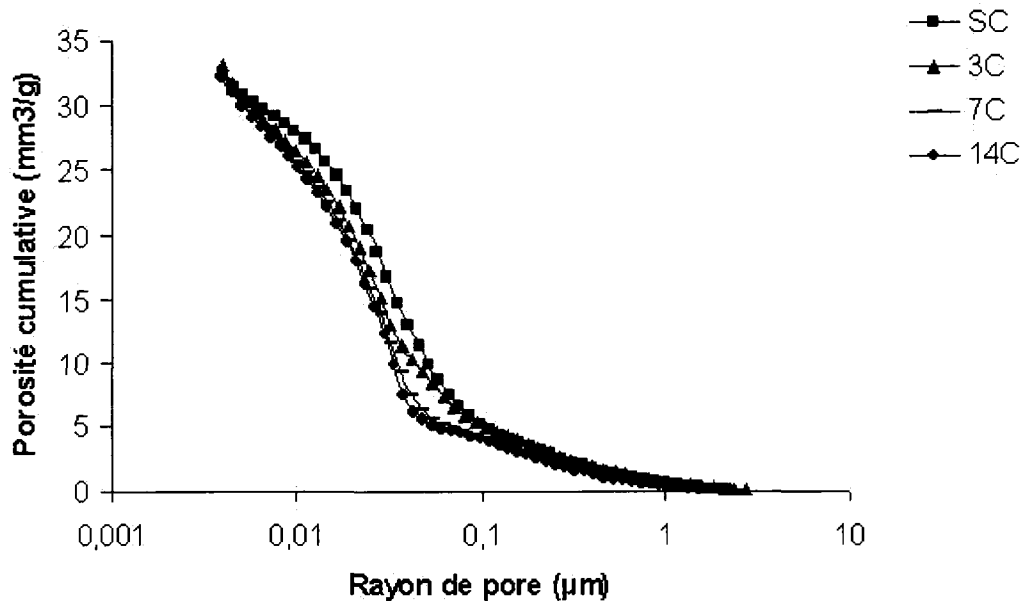


**Fig. 6.23** – Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S, de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes

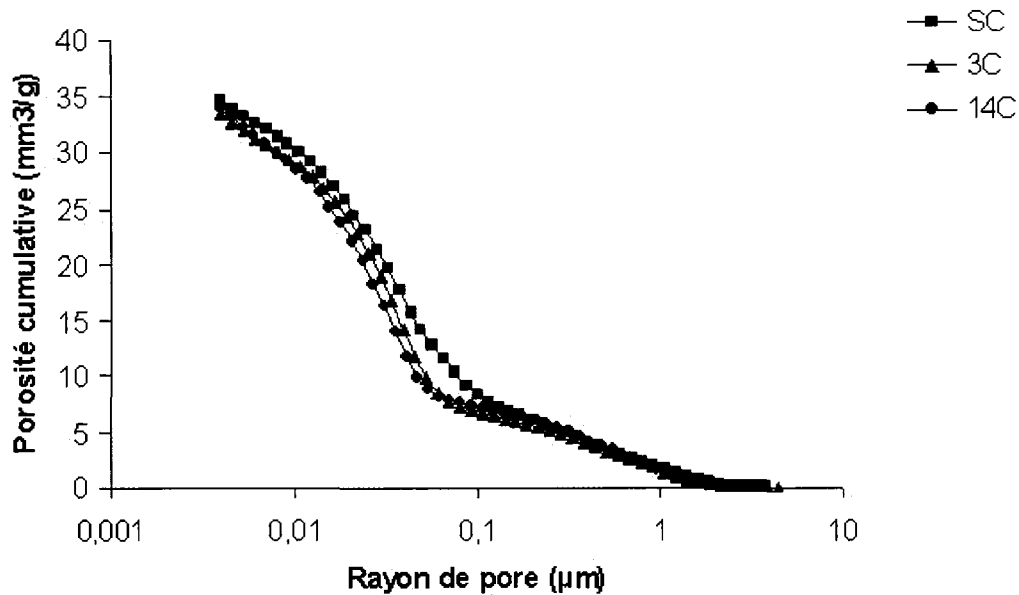
Par contre, la charge totale à 56 jours, dans le teste de perméabilité aux ions chlorures, est influencée par la cure humide surtout dans les deux premiers jours. En effet, la charge totale reflète la vitesse ionique à migrer à travers les pores capillaires. L'hydratation du liant dans un milieu humide peut combler les pores capillaires augmentant significativement leur trajet ainsi que, la charge totale.

Il faut signaler que, Pour le même E/L, les résultats montrent (figure 6.30) que le volume total des pores capillaires pour le liant 70 % S est plus petit que celui pour les

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

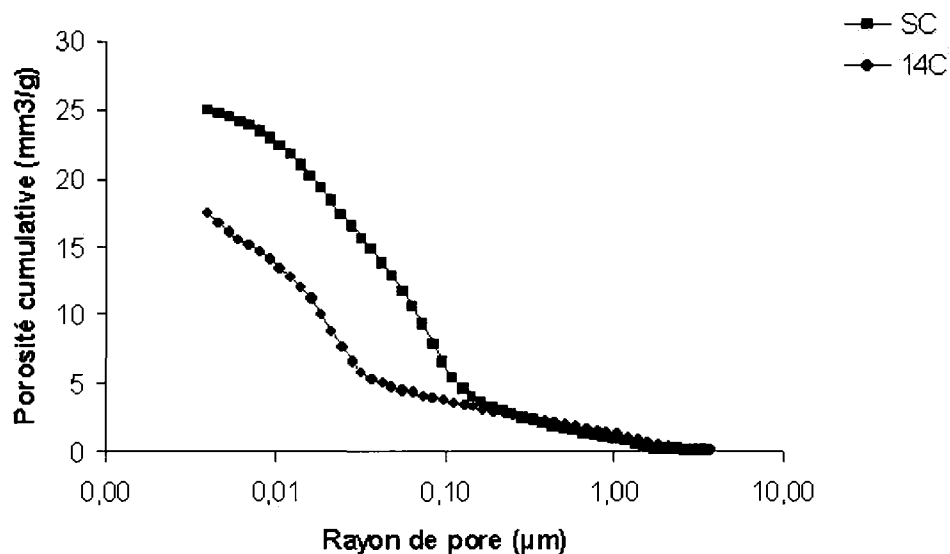


**Fig. 6.24** – Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S, de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes

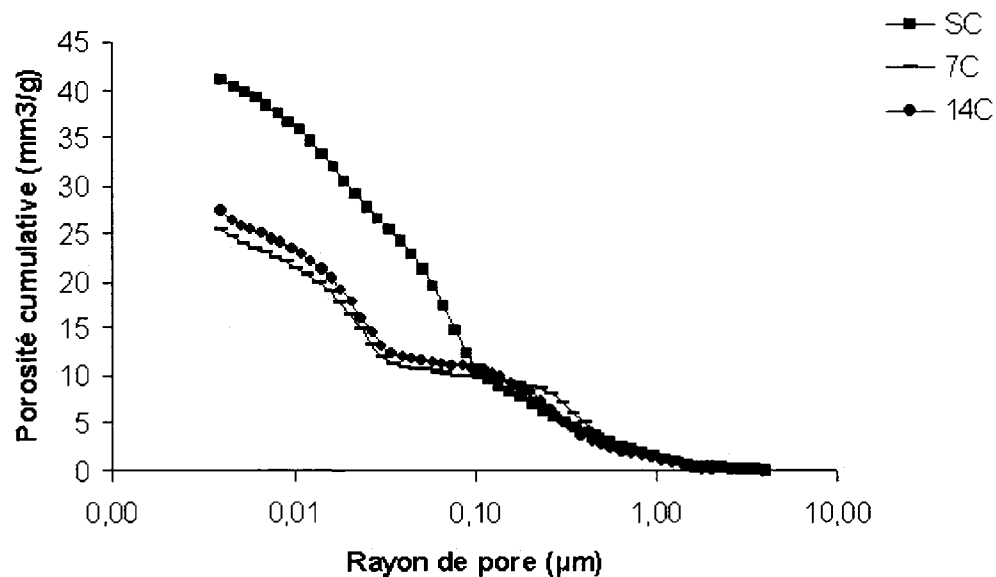


**Fig. 6.25** – Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S, de E/L de 0,38 avec PNS et dans les conditions chaudes

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

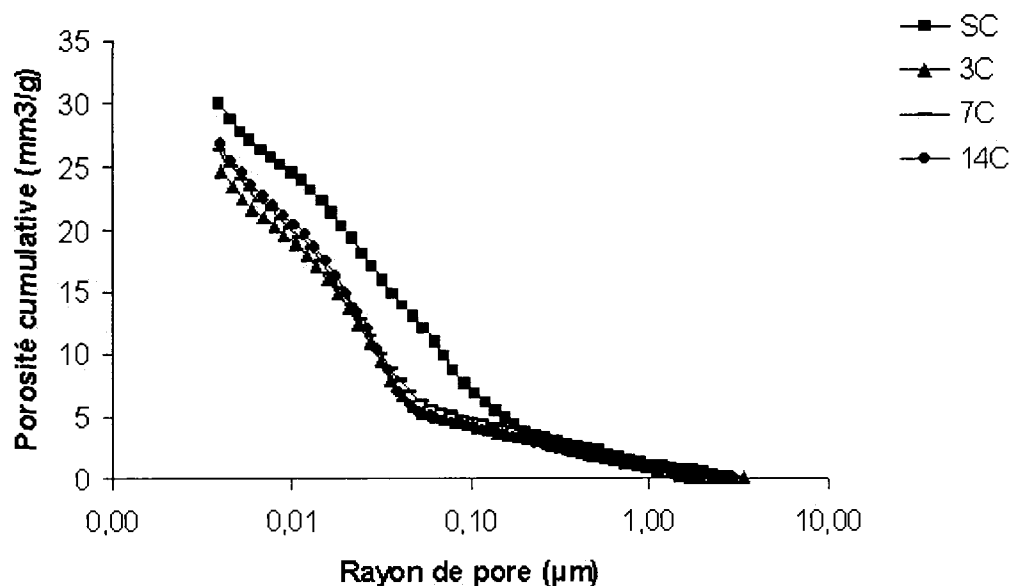


**Fig. 6.26** – Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 50 % S, de E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes

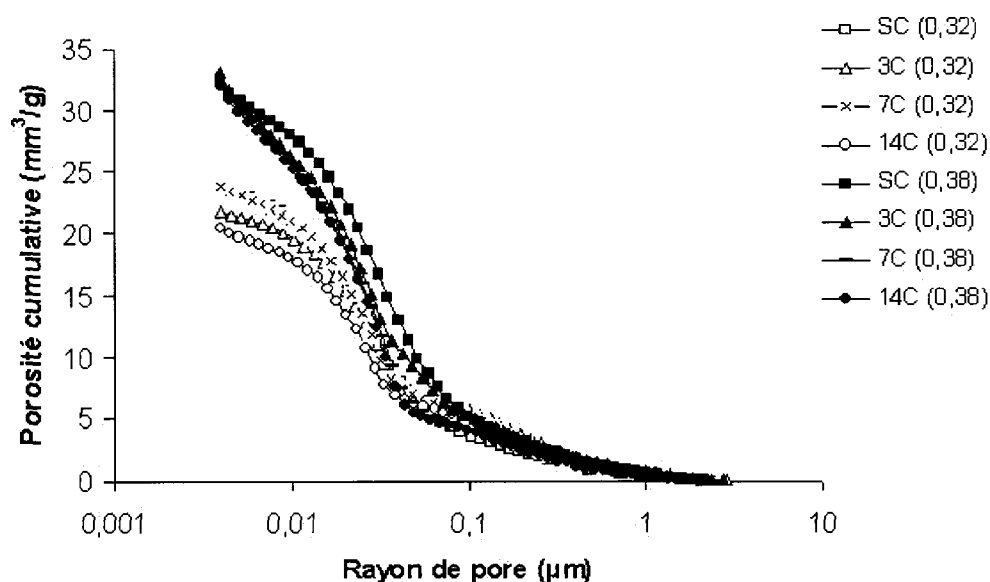


**Fig. 6.27** – Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 50 % S, de E/L de 0,32 avec PNS et dans les conditions chaudes

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores



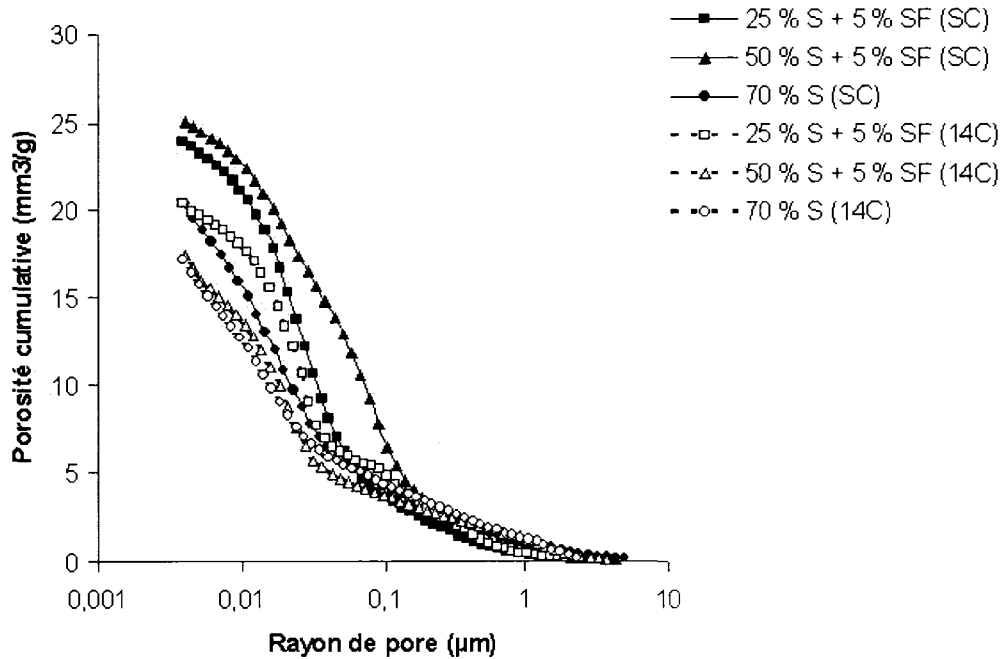
**Fig. 6.28** – Effet de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 50 % S, de E/L de 0,38 avec PCP et dans les conditions chaudes



**Fig. 6.29** – Effet du E/L et de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du liant 5 % SF + 25 % S avec PCP et dans les conditions chaudes

## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores

liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S même dans le cas du mûrissement sans cure humide (SC).

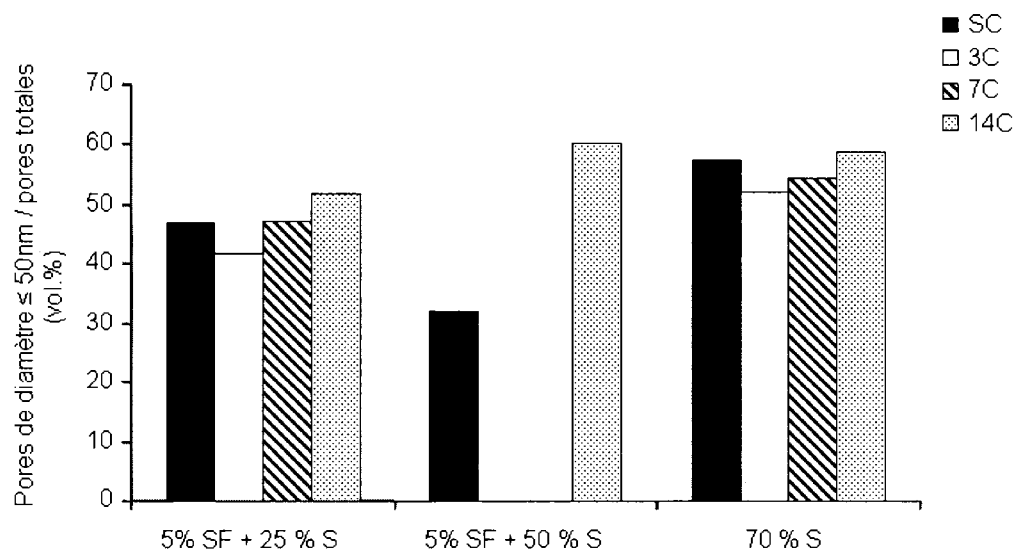


**Fig. 6.30** – Effet du liant et de la durée de cure humide sur la distribution des pores à 56 jours des mélanges du E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes

La figure 6.31 présente le pourcentage des pores de diamètre inférieur à 50 nm par rapport au volume total des pores en fonction du mode de mûrissement. Ce pourcentage diminue après un mûrissement de deux jours (SC à 3C), puis il monte avec le prolongement de la durée de cure humide (7C et 14C). Pour les liants 5 % SF + 25 % S et 70 % S, la variation du pourcentage des pores de diamètre inférieur à 50 nm en fonction de la durée de cure humide était faible. Par contre, elle est plus remarquable dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S.



## 6.6 Effet du E/L et du mode du mûrissement sur la distribution des pores



**Fig. 6.31** – Effet du liant et de la durée de cure humide sur le volume des pores de diamètre inférieur à 50 nm à 56 jours des mélanges du E/L de 0,32 avec PCP et dans les conditions chaudes

## 6.7 Conclusions

La résistance à la compression à 56 jours du BAP à haute performance est plus élevée dans le cas du PCP que dans le cas du PNS, pour tous les modes de mûrissement. Cependant, l'effet de SP est plus significatif dans le cas du mûrissement sans cure humide (SC) où la dispersion efficace des grains devient plus critique. L'augmentation de la température accélère le développement de la résistance à jeune âge mais, elle le ralentit après, et ceci dépend grandement du type du liant (Chapitre 5). De plus, l'augmentation de la température du mûrissement de 20 à 35 °C n'a pas affecté le processus d'hydratation, et la résistance à 56 jours a augmenté avec la température.

En outre, la résistance à 56 jours a augmenté considérablement avec le mûrissement de cure humide de deux jours (3C) par rapport à celle soumise au mûrissement sans cure humide (SC). Cependant, une cure humide prolongée jusqu'à 6 jours et plus (7C et 14C) augmente à peine la résistance à la compression à 56 jours. Par ailleurs, L'effet de la durée de cure humide sur la résistance à 56 jours augmente avec la substitution du ciment par du laitier. Elle est aussi plus grande dans les conditions conventionnelles que dans les conditions chaudes.

La charge totale, du teste KCl à 56 jours, des mélanges contenant 5 % de la fumée de silice, était inférieure à 1000 Coulomb pour la plupart des résultats et dans toutes les conditions adoptées dans cette étude. Par contre, dans le cas du liant 70 % S et pour un mûrissement sans cure humide (SC), la charge totale peut atteindre 4000 Coulomb. Elle diminue significativement après une cure humide de deux jours (3C) et peut diminuer à moins de 1000 Coulomb pour la plupart des cas. De plus, un mûrissement prolongé de 6 jours et plus de cure humide (7C et 14C) pour diminuer la charge totale, paraît moins utile. Il reste à signaler que l'influence de la température sur la charge totale était négligeable dans les conditions de la présente étude.

En outre, l'effet de la durée du cure humide sur la porosité totale diminue, dans le cas du faible E/L (0,32) où une cure humide prolongée, ne garantit plus la continuité

de l'hydratation. De plus, l'effet de la durée de cure humide sur le volume totale et la distribution des pores était négligeable dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S, elle était plus grande dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S. Par ailleurs, il semble que, l'effet du E/L sur le volume total des pores est plus grand que l'effet de la cure humide. Par contre, dans le cas de KCl, c'était l'inverse, et l'effet du rapport E/L était plus petit que celui de la cure humide, surtout durant les deux premiers jours de cure.

# Conclusions

La performance des BAP avec faibles E/L, dans les conditions chaudes a été évaluée vis-à-vis les propriétés rhéologiques à l'état frais, le développement de la résistance à jeune âge et à long terme et les propriétés de transport. La formulation des BAP à haute performance utilisés dans cette étude comporte sur trois types de liant, deux E/L et deux types de SP. Les liants sont composées avec du ciment (GU), de la fumée de silice et du laitier (5 % SF + 25 % S, 5 % SF + 50 % S et 70 % S). Les E/L utilisés sont de 0,32 et 0,38 et les deux types de SP sont les polycarboxylates (PCP) et les polynaphtalènes sulfonate (PNS). Deux températures et quatre modes de mûrissement ont été adoptés. La première température appelée *conditions chaudes* est de  $30 \pm 2$  °C pour la température initiale du béton et de  $35 \pm 2$  °C pour celle de mûrissement. La deuxième, *conditions conventionnelles*, est considérée pour une température initiale du béton de  $20 \pm 2$  °C et une température de mûrissement de  $20 \pm 2$  °C. Les quatre modes de cure adoptés après le démoulage des échantillons, qui a eu lieu 24 heures après le confectionnement du béton, sont : mûrissement sans cure humide (SC), mûrissement deux jours (3C), six jours (7C) et 13 jours (14C) dans l'eau, suivi par un entreposage à l'air, jusqu'à l'âge total de 56 jours.

Dans la présente étude le BAP était caractérisé par un étalement initial de  $720 \pm 30$  mm. Cet étalement élevé correspond à une fluidité mesurée à l'usine du béton. L'agitation lors du transport du béton pendant environ 70 min a été simulée et la maniabilité du béton a été évaluée après 70 min. La demande en PNS était toujours supérieure d'environ 50 % à celle de PCP. Elle peut atteindre parfois 110 % comme

dans le cas du liant 70 % S avec E/L de 0,38, ou 127 %, quand E/L est de 0,32. De plus, pour le même E/L, la demande en SP augmente avec la teneur en ciment. Par exemple, elle monte de 9 à 11 litres dans le de E/L de 0,38 avec PNS, quand la teneur en ciment augmente de 45 % à 70 %. La demande en SP augmente aussi avec la température du béton comme le montre le tableau 6.1.

**Tab. 6.1** – *Demande en SP (l/m<sup>3</sup>) en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant*

	PCP (Chauds)	PNS (Chauds)	PCP (Conventionnel)
E/L = 0,32	4,4 - 6	9 - 11	2,4 - 4,75
E/L = 0,38	2 - 4	4,2 - 6	1,25 - 2,5

Le tableau 6.2 montre les valeurs de la perte d'étalement pour les mélanges étudiés. La perte d'étalement après 70 min dépend grandement du type et du dosage en SP. Elle est plus grande pour les mélanges fluidifiés avec du PNS. Par exemple, elle peut être de 1,3 % dans le cas du PCP et atteindre 17 % dans le cas du PNS, pour le mélange 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,38. Par ailleurs, quand l'augmentation de la température du béton ou la réduction du E/L, entraîne un accroissement significatif de la demande en PCP, la perte d'étalement après 70 min diminue.

**Tab. 6.2** – *Perte d'étalement (%) en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant*

	PCP (Chauds)	PNS (Chauds)	PCP (Conventionnel)
E/L = 0,32	0 - 7	1,4 - 13	4 - 15,5
E/L = 0,38	1,3 - 6	17 - 32	5,6 - 36,6

Le seuil de cisaillement du BAP augmente avec le temps à cause de la diminution de la quantité d'eau par évaporation, adsorption et combinaison. La variation du seuil avec le temps dépend des type et dosage en SP, type de liant, du E/L et la température, comme on peut le noter dans le tableau 6.3.

**Tab. 6.3** – *Augmentation (%) du seuil de cisaillement après 70 min en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant*

	PCP (Chauds)	PNS (Chauds)	PCP (Conventionnel)
E/L = 0,32	0 - 36	28 - 128	0 - 105
E/L = 0,38	59	43 - 91	0 - 176

En outre, pour la même fluidité, la viscosité initiale des mélanges dans les conditions conventionnelles est plus grande que celle des mélanges dans les conditions chaudes (tableau 6.4). La différence dépend du type de liant et du E/L. Elle est par exemple de 17 % de plus dans les conditions conventionnelles que dans les conditions chaudes, pour le liant 5 % SF + 25 % S avec E/L de 0,38. Elle devient de 46 % dans le cas du liant 5 % SF + 50 % S avec le E/L de 0,32. De plus, la viscosité a augmenté après 70 min pour la plupart des résultats dans les conditions conventionnelles (tableau 6.5). Par contre, dans les conditions chaudes, la viscosité plastique peut diminuer, augmenter ou rester invariable et la haute teneur en SP dans ce cas, peut retarder l'hydratation.

**Tab. 6.4** – *Viscosité initiale (N.m.s) à 20 min des mélanges avec PCP en fonction du E/L et de la température du béton selon le type de liant*

	Chauds	Conventionnel
E/L = 0,32	0,24 - 1,33	1,32 - 2,58
E/L = 0,38	0,59	0,33 - 0,95

**Tab. 6.5** – *Variation de la viscosité (%) après 70 min des mélanges avec PCP en fonction du E/L et de la température du béton selon le type de liant*

	Chauds	Conventionnel
E/L = 0,32	(-42) - 50	(-34) - 15
E/L = 0,38	12	14 - 124

L'indice «*passing ability*» ( $h_2/h_1$ ), mesuré à partir de L-Box, exprime l'état d'écou-

lement empêché du mélange et peut être gouverné par le seuil de cisaillement et la viscosité plastique. Le bon écoulement à travers les sections de densité moyenne de ferrailage, peut être assuré, quand la valeur  $(h_2/h_1)$  est supérieure à 0,5. Dans la présente étude, cette condition était satisfaite quand le seuil de cisaillement  $(g)$  se situe entre 0,1 et 0,3  $N.m$  et la viscosité plastique est inférieure à 1,5  $N.m.s$ .

Par ailleurs, la résistance à la compression à 24 heures du BAP à haute performance est présentée par le tableau 6.6. Elle est plus grande dans le cas des mélanges avec PCP que celle pour les mélanges avec PNS. Elle est plus grande aussi dans les conditions chaudes que dans les conditions conventionnelles. Il faut signaler que, dans les conditions chaudes avec PNS, la résistance à la compression à 24 heures est plus grande pour le E/L de 0,38 que celle pour E/L de 0,32, grâce à la demande en SP très élevée dans ce dernier cas. En outre, la résistance à 24 heures diminue avec la teneur en ciment, pour le même E/L. Elle diminue du 20 à 10 MPa quand la teneur en ciment diminue de 70 % à 45 % pour le E/L de 0,32 dans les conditions conventionnelles et de 33 à 16 MPa, dans les conditions chaudes.

**Tab. 6.6** – *Résistance à la compression (MPa) à 24 heures en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant*

	<b>PCP (Chauds)</b>	<b>PNS (Chauds)</b>	<b>PCP (Conventionnel)</b>
E/L = 0,32	5 - 33	0 - 11	4 - 20
E/L = 0,38	8 - 27	5 - 23	3 - 19

L'accélération de la cinétique d'hydratation par l'élévation de la température augmente avec la teneur en laitier. L'énergie d'activation du mélange du liant 5 % SF + 25 % S était de 56 kJ/mole, et celle du mélange du liant 5 % SF + 50 % S était de 64 kJ/mole et ceci dans le cas du E/L de 0,32 et avec PCP. L'âge équivalent à 20 °C, pour 3 jours de mûrissement chaud, était de 7,5 et 9 jours pour les liants 5 % SF + 25 % S et 5 % SF + 50 % S, respectivement. Ceci peut justifier que, contrairement aux conditions conventionnelles, la substitution du ciment par du laitier de 25 % à 50 %, n'a pas gêné

la résistance à 3 jours dans les conditions chaudes. Elle était de 48 (50 % S) au lieu de 53 MPa (25 % S) dans les conditions chaudes tandis que, de 22 au lieu de 35 MPa dans les conditions conventionnelles.

La résistance à la compression à 56 jours pour les différents mélanges est présentée par le tableau 6.7 et le gain de la résistance à 56 jours pour la cure 14C pa rapport à la cure SC est présenté par le tableau 6.8. Les résultats montrent que :

- la résistance à la compression à 56 jours des mélanges avec PCP est plus grande que celle avec PNS, surtout dans le cas de mûrissement sans cure humide (SC) ;
- la résistance à la compression à 56 jours est plus grande dans les conditions chaudes que celle dans les conditions conventionnelles ;
- la cure humide de deux jours (3C) a amélioré d'une façon remarquable la résistance à 56 jours par rapport à celle sans cure humide (SC) ;
- le prolongement de la durée de cure humide jusqu'à 6 jours et plus (7C et 14C), augmente à peine la résistance à 56 jours, surtout dans le cas du E/L de 0,32 et dans les conditions chaudes ;
- l'effet de la durée de cure humide sur le gain de la résistance à 56 jours devient plus critique avec la substitution du ciment par du laitier ;
- l'effet de la cure humide sur le gain de la résistance à 56 jours est plus grand dans les conditions conventionnelles que dans les conditions chaudes.

La charge totale mesurée à 56 jours par le teste de perméabilité aux ions chlorures (KCl) des différents mélanges est présentée par le tableau 6.9. Elle est inférieure à 1000 Coulomb pour les liants contenant 5 % de la fumée de silice, même dans le cas du mûrissement sans cure humide (SC). Dans ce cas (5 % de la fumée de silice), un mûrissement humide de deux jours (3C) diminue la charge totale à environ 300 Coulomb. Par conséquent, un mûrissement prolongé au-delà de deux jours de cure humide ne diminue plus la charge totale. Par contre, dans le cas du liant 70 % S, la charge totale peut atteindre 4000 Coulomb dans le cas du mûrissement SC. Elle diminue significativement après un mûrissement de 3C et au delà (7C et 14C), la diminution de la charge totale à



**Tab. 6.7** – Résistance à la compression (MPa) à 56 jours en fonction du E/L, du type de SP et de la température du béton selon le type de liant

	PCP (Chauds)	PNS (Chauds)	PCP (Conventionnel)
Mode de cure SC			
E/L = 0,32	38 - 78	25 - 60	41 - 74
E/L = 0,38	37 - 63	31 - 52	23 - 59
Mode de cure 3C			
E/L = 0,32	60 - 98	54 - 83	63 - 92
E/L = 0,38	53 - 73	49 - 64	39 - 69
Mode de cure 7C			
E/L = 0,32	66 - 97	57 - 85	73 - 96
E/L = 0,38	58 - 76	51 - 68	45 - 76
Mode de cure 14C			
E/L = 0,32	75 - 100	60 - 88	74 - 98
E/L = 0,38	59 - 78	55 - 71	47 - 78

**Tab. 6.8** – Augmentation de la résistance à la compression (%) à 56 jours pour la cure 14C par rapport à SC en fonction du type de liant, du type de SP et de la température du béton selon E/L

	PCP (Chauds)	PNS (Chauds)	PCP (Conventionnel)
5 % SF + 25 % S	24 - 28	36 - 47	32 - 34
5 % SF + 50 % S	38 - 52	42 - 81	61 - 64
70 % S	62 - 95	77 - 143	95 - 104

56 jours devient minime.

**Tab. 6.9** – Charge totale (Coulomb) à 56 jours pour différents modes de cure en fonction du type de liant, du type de SP et de la température du béton selon le E/L

	PCP (Chauds)	PNS (Chauds)	PCP (Conventionnel)
<b>Mode de cure SC</b>			
5 % SF + 25 % S	200 - 945	980 - 1215	375 - 820
5 % SF + 50 % S	695 - 970	1150 - 1205	485 - 1055
70 % S	1460 - 2185	3120 - 3540	1610 - 4090
<b>Mode de cure 3C</b>			
5 % SF + 25 % S	90 - 275	350 - 630	215 - 610
5 % SF + 50 % S	230 - 285	170 - 460	415 - 665
70 % S	615 - 710	770 - 1800	415 - 1340
<b>Mode de cure 7C</b>			
5 % SF + 25 % S	95 - 255	235 - 470	235 - 600
5 % SF + 50 % S	175 - 195	140 - 440	335 - 420
70 % S	460 - 525	490 - 1110	245 - 880
<b>Mode de cure 14C</b>			
5 % SF + 25 % S	110 - 270	155 - 310	235 - 440
5 % SF + 50 % S	130 - 195	140 - 335	230 - 370
70 % S	400 - 510	380 - 1350	290 - 570

Le volume total des pores capillaires à 56 jours est peu influencé par la durée du cure humide dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S. Par contre, l'effet de la durée du mûrissement humide est significatif pour le liant 5 % SF + 50 % S. Le E/L gouverne le volume total des pores à 56 jours, plus que la durée de cure humide. Par exemple, dans le cas du liant 5 % SF + 25 % S avec PCP et dans les conditions chaudes, le volume total des pores pour le E/L de 0,32 avec mûrissement (SC) est de 23,9  $mm^3/g$  mais, elle augmente à 32,1  $mm^3/g$ , quand le E/L est de 0,38, même avec mûrissement de 13 jours de cure humide (14C). Par contre, la charge totale KCl à 56 jours, est influencée plus par la cure humide de deux jours (3C), que par le E/L.

# Bibliographie

ASTM-C1074-04 : Standard practice for estimating concrete strength by the maturity method - 2004. .

ASTM-C1202-97 : Standard test method for electrical indication of concrete's ability to resist chloride ion penetration - 1997. .

P.C. AÏTCIN : *Bétons haute performance du chapitre augmentation de la température des BHP*. Eyrolles, Paris, p. 417-442, 2001a.

P.C. AÏTCIN : *Bétons haute performance du chapitre le mûrissement des BHP*. Eyrolles, Paris, p. 371-401, 2001b.

P.C. AÏTCIN : *Bétons haute performance du chapitre Revue des propriétés les plus importantes de quelques constituants des BHP*. Eyrolles, Paris, p. 133-203, 2001c.

P.C. AÏTCIN : *Les liants hydrauliques : le ciment du béton du chapitre les adjuvants*. Notes de cours de l'Université de Sherbrooke, p. 1-72, 2003a.

P.C. AÏTCIN : *Les liants hydrauliques : le ciment du béton du chapitre l'hydratation du ciment portland*. Notes de cours de l'Université de Sherbrooke, p. 1-75, 2003b.

AUBURN : concrete laboratory.

<http://www.eng.auburn.edu/users/antons/AU-Conc-Lab.htm>.

P.F.G. BANFILL : *Rheology of fresh cement and concrete, chapter of interaction between sulfate minerals and  $C_3A$  in cement paste rheology*. Published by Taylor and Francis, p. 47-56, 1991.

S.J. BARNETT, M.N. SOUTSOS, S.G. MILLARD et J.H. BUNGEY : Strength development of mortars containing ground granulated blast-furnace slag : Effect of curing

- temperature and determination of apparent activation energies. *Cement and Concrete Research*, **36**(3): p.434, 2006.
- M. BUIL et J.P. OLLIVIER : *La durabilité des bétons sous la direction de Jacques Baron et Jean-Pierre Ollivier du chapitre Conception des bétons : la structure poreuse*. Presses de l'école nationale des Pont et chaussées, p. 57-99, 1996.
- J. BYFORS : *Plain concrete at early ages*. Swedish cement and concrete research institute at the institute of technology Ed. Stochholm, CBI research 3 :80, 1980.
- N.J. CARINO et R.C. TANK : Maturity functions for concretes made with various cements and admixtures. *ACI Materials Journal*, **89**(2): p.188–196, 1992.
- G. CHANVILLARD et P. LAPLANTE : *Les Bétons Bases et données pour leur formulation sous la direction de Jacques Baron et Jean-Pierre ollivier du chapitre viser une résistance à court terme pour tenir les délais de fabrication*. Eyrolles, Paris, p. 223-275, 1999.
- CONCRETE : Concrete technology.  
[http://www.cement.org/tech/faq\\_scc.asp](http://www.cement.org/tech/faq_scc.asp).
- G. COUARRAZE et J.L. GROSSIORD : *Initiation à la rhéologie du chapitre typologie des différents modes d'écoulement*. Technique et documentation, 2000.
- L. D'ALOIA et G. CHANVILLARD : Determining the apparent activation energy of concrete  $E_a$  numerical simulations of the heat of hydration of cement. *Cement and concrete research*, **32**: p.1277–1289, 2002.
- R.F. FELDMAN : Significance of porosity measurements on blended cement performance. *in 1st. intern. conf. on the use of fly ash, silica fume, slag and other mineral by-products in concrete Montebello, ACI, SP-79*, 1: p.415–433, 1983.
- R.F. FELDMAN et Cheng-Hy HUANG : Properties of portland cement-silica fume pastes. 1. porosity and surface properties. *Cement and Concrete Research*, **15**(5): p.765–774, 1985.
- R.J. FLATT : *Interparticle Forces and Superplasticizers in Cement suspensions*. Thèse de doctorat, École Polytechniques Fédérale de Lausanne, 1999.
- R. GAGNÉ : *Durabilité et réparations du béton*. Note de cours - Université de Sherbrooke,

2005.

- J. GOLASZEWSKI et J. SZWABOWSKI : Influence of superplasticizers on rheological behaviour of fresh cement mortars. *Cement and concrete research*, **34**: p.235–248, 2004.
- S.H. HAN, J.K. KIM et Y.D. PARK : Prediction of compressive strength of fly ash concrete by new apparent activation energy function. *Cement and Concrete Research*, **33**(7): p.965–971, 2003.
- T.C. HOLLAND : *Silica fume User's manuel of chapter silica fume properties and reactions in concrete*. Silica fume association, p. 11, 2005.
- O. JENSEN et F. HANSEN : Water-entrained cement-based materials. principle and theoretical background. *Cement and concrete research*, **31**(4): p.647–654, 2001.
- C. JOLICOEUR, P.C. NKINAMUBANZI, M.A. SIMARD et M. PIOTTE : Progress in understanding the functional properties of superplasticizer in fresh concrete. *ACI SP*, **148**: p.63–88, 1994.
- C. JOLICOEUR, J. SHARMAN, N. OTIS, A. LEBEL, M.A. SIMARD et M. PAGÉ : The influence of temperature on the rheological properties of superplasticized cement pastes. *Cinquième CANMET/ACI International Conference, Rome, Italy (SP 173-20)*, : p.379–405, 1997.
- K. H. KHAYAT : *Technologie avancée du béton*. Note de cours - Université de Sherbrooke, 1992.
- K.H. KHAYAT, J.A. BICKLEY et R.D. HOOTON : High-strength concrete properties derived from compressive strength values. *Cement, Concrete and aggregates*, **17**(2): p.126–133, 1995.
- P.C. KREIJGER : Plasticizers and dispersing admixtures. *Admixtures concrete international, the construction press, Londres, Royaume-Uni*, : p.1–16, 1980.
- D.R. LIDE : *CRC handbook of chemistry and physics*. Boca Raton : CRC press, 1990.
- S.L. MAK et K. TORII : Strength development of high strength concretes with and without silica fume under the influence of high hydration temperatures. *Cement and Concrete Research*, **25**(8): p.1791–1802, 1995.

- J. MURATA et H. KIKUKAWA : Viscosity equation for fresh concrete. *ACI Materials Journal*, : p., 1992.
- K. OZAWA, K. MAEKAWA, M. KUNISHIMA et H. OKAMURA : Development of high performance concrete based on the durability design of concrete structures. *Proceedings of the second east Asia and pacific conference on structural engineering and construction*, **1**: p.445–450, 1989.
- J.Y. PETIT : *Effet de la température, des superplastifiants et des ajouts sur les variations rhéologiques des micromortiers et bétons auto-compactants*. Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke Canada et Université D'Artois Béthune, France, 2005.
- J.Y. PETIT, K. H. KHAYAT et E. WIRQUIN : Coupled effect of time and temperature on variations of yield value of highly flowable mortar. *Cement and concrete research*, **36**: p.832–841, 2006.
- D. POMEROY : Concrete durability : from basic research to practical reality. *In : concrete durability, K. and B. Mather international conference, ACI, SP-100*, **1**: p.111–130, 1987.
- T.C. POWERS : Capillary continuity or discontinuity in cement pastes. *Journal of the PCA Research and Development Laboratories*, **1**, **2**: p.38–48, 1959.
- D. QUENARD : *Adsorption et transfert d'humidité dans les matériaux hygroscopiques. Approche du type percolation et expérimentation*. thèse de doctorat, Institut national polytechnique de toulouse, 1989.
- M. REGOURD et E. GAUTIER : Comportement des ciments soumis au durcissement accéléré. *Journée d'étude ITBTP du 15 novembre 1979 : durcissement accéléré des bétons, Paris, Ann. Inst. Tech. Batim. Trav. Publics*, **387**: p.83–96, 1980.
- A. TAGNIT-HAMOU : *Microstructure et physico-chimie des ciments et des bétons*. Note de cours - Université de Sherbrooke, 1995.
- K. TAN et O.E. GJORV : Performance of concrete under different curing conditions. *Cement and Concrete Research*, **26(3)**: p.355–361, 1996.
- P. TURCRY : *Retrait et Fissuration des Bétons Autoplaçants Influence de la Formulation*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes, 2004.

- C. VERNET : Petit memento de chimie des ciments. *La durabilité des bétons, sous la direction de Jacques Baron et de Jean-Pierre Ollivier, Presses de l'école nationale des ponts et chaussées*, : p.100–106, 1996.
- C. VERNET et G. CADORET : Suivi en continu de l'évolution chimique et mécanique des BHP pendant les premiers jours,. *in : Les bétons à hautes performances. Caractérisation, durabilité, applications, Presses de l'ENPC, Edition Paris*, : p.115–128, 1992.
- J.E. WALLEVIK : *Rheology of Particle Suspensions - Fresh Concrete, Mortar and Cement Paste with Various Types of Lignosulfonates*. Degree of doctor of philosophy, Norwegian University of Science and Technology, 2003.
- WIKIPEDIA : Viscosity of water.  
<http://www.en.wikipedia.org/wiki/viscosity>.
- WIKIPEDIA : Importance of temperature, 2008.  
[http://www.en.wikipedia.org/wiki/density\\_of\\_air](http://www.en.wikipedia.org/wiki/density_of_air).
- E. WIRQUIN, M. BRODA et B. DUTHOIT : Determination of the apparent activation energy of one concrete by calorimetric and mechanical means Influence of a super-plasticizer. *Cement and Concrete Research*, **32**(8): p. 1207–1213, 2002.